

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC

MÉMOIRE PRÉSENTÉ À
L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

COMME EXIGENCE PARTIELLE
À L'OBTENTION DE LA
MAÎTRISE EN GÉNIE MÉCANIQUE
M. Ing.

PAR
Guillaume PRADINC

ÉTUDE EXPÉRIEMENTALE ASSISTÉE PAR SIMULATION NUMÉRIQUE DU
FORMAGE PAR LIGNE DE CHAUFFE DE L'ACIER INOXYDABLE
AUSTÉNITIQUE AISI 304L

MONTRÉAL, LE 25 OCTOBRE 2013



Guillaume Pradinc, 2013



Cette licence [Creative Commons](https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/) signifie qu'il est permis de diffuser, d'imprimer ou de sauvegarder sur un autre support une partie ou la totalité de cette œuvre à condition de mentionner l'auteur, que ces utilisations soient faites à des fins non commerciales et que le contenu de l'œuvre n'ait pas été modifié.

PRÉSENTATION DU JURY

CE MÉMOIRE A ÉTÉ ÉVALUÉ

PAR UN JURY COMPOSÉ DE :

M. Tan Pham, Ph.D., directeur de recherche
Département de génie mécanique, École de technologie supérieure

M. Jean-Luc Fihey, Ph.D., codirecteur de recherche
Département de génie mécanique, École de technologie supérieure

M. Zhaoheng Liu, Ph.D., président du jury
Département de génie mécanique, École de technologie supérieure

M. Victor Songmene, Ph.D., membre du jury
Département de génie mécanique, École de technologie supérieure

M. Guillaume D'Amours, Ph.D., examinateur externe
Centre des technologies de l'aluminium, Conseil National de Recherche Canada

IL A FAIT L'OBJET D'UNE SOUTENANCE DEVANT JURY ET PUBLIC

LE 27 SEPTEMBRE 2013

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

REMERCIEMENTS

Mes recherches ont été initiées par l'intérêt conjoint de Alstom, de l'IREQ et de l'ÉTS dans le développement des procédés de fabrication de turbines Francis (Comité 3 du projet CREFARRE). Un nombre important de personnes sont impliquées dans la réalisation de ces projets et je ne saurais tous les citer.

Mon travail s'est séparé entre les expérimentations et simulations dans les laboratoires de soudage de l'ÉTS et de soudage laser du CTFA. Ce mémoire est donc le fruit du travail conjoint de nombreuses personnes qui m'ont guidé et assisté durant mes recherches.

Je tiens en premier lieu à remercier mes directeurs de recherche, M. Tan Pham, Ph.D et M. Jean-Luc Fihey, Ph.D de l'ÉTS et M. Xinjin Cao, Ph.D du CTFA.

Mes remerciements vont également aux membres du jury, M. Zhaoheng Liu, Ph.D., M. Victor Songmene, Ph.D., M. Guillaume D'Amours, Ph.D., qui ont accepté de rapporter, examiner ce travail.

Pour leur conseils et soutien tout au long du projet, je remercie MM. Michel Sabourin et Louis Mathieu de Alstom, puis M. Bruce Hazel de l'IREQ.

Mes expérimentations n'auraient pas pu être réalisées sans l'aide précieuse des techniciens et ingénieurs avec en particulier, M. Mario Corbin de l'ÉTS, M. Éric Poirier du CTFA et Mme. Martine Dubé, Ph.D pour le prêt de sa machine de chauffage par induction.

Enfin, pour m'avoir soutenu tout au long de ces deux années, ma conjointe Danielle.

EXPÉRIMENTATION DU FORMAGE PAR LIGNE DE CHAUFFE DE L'ACIER INOXYDABLE AUSTÉNITIQUE AISI 304L

Guillaume PRADINC

RÉSUMÉ

Le formage par ligne de chauffe est un procédé industriel qui permet de plier, seulement par l'introduction de contraintes thermique le long d'une « ligne de chauffe », une plaque de métal. Plusieurs mécanismes peuvent être mis en jeu en fonction des dimensions de la plaque et des conditions de chauffe. Le travail présenté ici concerne le mécanisme dit de gradient thermique, mécanisme qui s'applique dans le cas où le diamètre de la source de chauffe est petit devant l'épaisseur de la plaque. La première partie du projet a consisté en la mise en place d'une procédure expérimentale permettant d'obtenir des données pour la validation de simulations par éléments finis qui ont été effectuées à l'aide du logiciel SYSWELD. Les mesures de déformations ont été réalisées au moyen d'un LVDT et des mesures du champ de température ont été effectuées à l'aide de thermocouples. Différentes sources thermiques ont été utilisées pour ce projet. Des expérimentations avec une flamme oxyacétylénique et l'induction électromagnétique ont pu être faites à l'ÉTS, puis un laser à fibre d'une puissance de 3kW a été fourni par le CTFA, à Montréal, qui est un centre de recherche spécialisé sur le développement de procédés de fabrication pour l'aéronautique. Le matériau choisi pour les échantillons est l'acier inoxydable austénitique AISI 304L car ses propriétés physiques et mécaniques favorisent les déformations thermiques et l'absence de transformation martensitique simplifie la modélisation.

Les sources de chauffe ont été modélisées par des sources gaussiennes surfaciques et volumiques de type coniques et double-ellipsoïde, ou par un flux de chaleur constant dans le cas du chauffage par induction. Les résultats présentent des écarts relatifs entre expérimentations et simulations inférieurs à 10% pour la température et 25% pour la déformation.

VIII

Les résultats de modélisation ont été suffisamment concluants pour nous lancer dans un exercice de simulation du chauffage avec des sources de chaleur virtuelles que nous ne pouvons pas expérimenter en laboratoire soit faute de moyens financiers pour les acquérir, soit parce qu'elles n'existent pas encore sur le marché. Ces simulations suggèrent que des sources volumiques sont plus efficaces que les sources surfaciques pour obtenir une plus grande déformation sans dépasser la température de fusion.

Ces résultats ont ensuite servi de base pour une méthode dite « à double source » dont la simulation montre qu'il est possible de relâcher les tensions limitant la déformation et d'augmenter la déformation finale de la plaque par rapport à un système à une seule source.

EXPÉRIMENTATION DU FORMAGE PAR LIGNE DE CHAUFFE DE L'ACIER INOXYDABLE AUSTÉNITIQUE AISI 304L

Guillaume PRADINC

ABSTRACT

Line heating forming is an industrial process that allows bending metal plate only by the introduction of thermal stresses along a heating line. Several mechanisms take part in the process depending on plate size and heating conditions. The present work deals with the so called “Temperature Gradient Mechanism”, which is dominant when the heat source diameter is smaller than the metal plate thickness. The first part of the project was to design an experimental procedure that allowed getting data to later validate numerical simulations that have been performed with the commercial software SYSWELD. The measurements of the deformations have been done thanks to a LVDT and measurements of the temperature field have been done using thermocouples. Different heating sources have been used for this project. At the ÉTS, a series of experiments using a torch fueled with an oxygen/acetylene mix in one hand and induction heating on the other hand has been performed. Then, a second series of tests have been done with a 3kW fiber laser at the AMTC, Montreal, which is a governmental research center, specialized in manufacturing processes for the aerospace industry.

The material that has been chosen for the samples is the AISI 304L stainless steel since its physical properties gives better deformations, and the fact that there is no martensitic transformation simplifies the modeling.

The heat sources have been modeled with Gaussian 2D and 3D conical and double-ellipsoid sources, or by a constant heat flux in the case of induction heating. The results show a difference of about 10% between simulated and measured temperatures, and about 25% for the deformation. Our knowledge of SYSWELD allowed us to carry out simulations with virtual heat sources that cannot be performed experimentally either because of the cost of these experiments, or because these sources cannot be reproduced in a laboratory yet. The

results show that volume sources are more efficient than the 2D ones as they can build higher deformation at a lower temperature. These results have been then used in the simulation of the so-called “double sources” process. This process improves the final deformation that would be obtained with only one source.

TABLE DES MATIÈRES

INTRODUCTION	1
CHAPITRE 1 REVUE BIBLIOGRAPHIQUE	3
1.1 Description du procédé	3
1.1.1 Les mécanismes de « réduction » et de « flambage »	4
1.1.2 Mécanismes de gradient thermique	4
1.2 Effort de recherche	7
1.2.1 Études expérimentales	8
1.2.2 Modèles analytiques	10
1.2.2.1 Modèle élasto-plastique simple pour le mécanisme de gradient thermique	10
1.2.2.2 Autres modèles analytiques	13
1.3 Les propriétés des matériaux	13
1.4 Obtention de formes complexes	14
CHAPITRE 2 EXPÉRIMENTATIONS	17
2.1 Introduction	17
2.2 Mesure de température par thermocouple	18
2.3 Mesure de la déformation à l'aide d'un LVDT	19
2.4 Lecture et enregistrement des résultats	22
2.5 Expérimentations à l'aide d'une flamme oxyacétylénique	23
2.5.1 La flamme oxyacétylénique	23
2.5.2 Dispositif expérimental	24
2.5.2.1 Dimensions et analyse chimique des plaques	24
2.5.2.2 Mise en position des échantillons	24
2.5.2.3 Mise en place des instruments de mesures	25
2.5.2.4 Protocole d'essai	26
2.5.3 L'induction électromagnétique	27
2.6 Résultats expérimentaux	29
2.6.1 Flamme oxyacétylénique	29
2.6.2 Induction électromagnétique	32
2.7 Conclusions	37
CHAPITRE 3 MODÉLISATION DU PROCÉDÉ	39
3.1 Présentation de SYSWELD	39
3.2 Modèle des plaques	39
3.3 Modèle de matériau	40
3.3.1 Historique des déformations plastiques	41
3.4 Conditions aux limites	42
3.4.1 Modélisation des échanges thermiques	42
3.4.2 Modélisation du bridage mécanique	42
3.5 Définition de la source thermique	42
3.5.1 La flamme oxyacétylénique	42

3.5.2	Modélisation de l'induction	43
3.6	Résultats de simulation	45
3.6.1	Simulation de la flamme oxyacétylénique.....	45
3.6.2	Simulation de l'induction.....	47
3.7	Analyse des contraintes.....	50
CHAPITRE 4 SIMULATIONS DE SOURCES VIRTUELLES		57
4.1	Sources gaussiennes surfaciques.....	57
4.2	Distribution volumique	57
4.3	Simulations à énergie linéaire constante.....	60
4.4	Résultats.....	62
4.5	Évolution temporelle des contraintes.....	67
4.6	Remarques et discussions	69
CHAPITRE 5 SIMULATIONS À DEUX-SOURCES		71
5.1	Introduction.....	71
5.2	Partie expérimentale.....	72
5.2.1	Objectifs.....	72
5.2.2	Protocole	72
5.2.3	Résultats.....	73
5.2.3.1	Influence de la vitesse d'avance et de la puissance	75
5.2.3.2	Introduction de l'énergie linéaire.....	78
5.2.4	Modélisation de la source laser.....	80
5.2.5	Simulations à deux sources.....	82
5.3	Résultats.....	85
5.4	Discussion.....	89
CONCLUSION.....		91
BIBLIOGRAPHIE.....		93
ANNEXE I	ANALYSE DE L'ACIER 304L UTILISÉ	97
ANNEXE II	COMPOSITION DE L'ACIER CA6NM UTILISÉ.....	99
ANNEXE III	ETUDE PARAMÉTRIQUE DE MCCARTHY (McCarthy, 1985)	101
ANNEXE IV	CARACTÉRISTIQUES DU GL200	103
ANNEXE V	CARACTÉRISTIQUES DE LA MACHINE D'INDUCTION AMBRELL EASYHEAT 8310	105
ANNEXE VI	RÉSULTATS DES EXPÉRIMENTATIONS A L'AIDE DU LASER	107

LISTE DES TABLEAUX

	Page
Tableau 1.1	Propriétés de matériaux utilisés en formage par ligne de chauffe.14
Tableau 2.2	Composition des alliages utilisés24
Tableau 2.3	Température maximum mesurées par les thermocouples33
Tableau 3.1	Caractéristiques des maillages utilisés.....40
Tableau 3.2	Comparaison des températures maximales atteintes et des déformations entre les résultats mesurés et simulés pour des épaisseurs de 6.35mm et 12.7mm46
Tableau 4.1	Paramètres de simulations.....61
Tableau 5.1	Composition de l'acier 304L utilisé.....73
Tableau 5.2	Paramètres du LASER73
Tableau 5.3	Écarts relatifs à la moyenne des données collectées74
Tableau 5.4	Paramètres de simulations à deux-sources.....85

LISTE DES FIGURES

	Page
Figure 1.1	Principe des mécanismes de flambage et de réduction.....4
Figure 1.2	Mécanisme du gradient thermique.....5
Figure 1.3	Forces mises en œuvre par les contraintes résiduelles lors d'une passe de chauffe Tirée de (Jang, 1997)5
Figure 1.4	Exemples de pièces fabriquées en FLC6
Figure 1.5	Nombre de publications sur le FLC entre 1990 et 2010 recensées sur la base de données <i>ScienceDirect</i>7
Figure 1.6	Relation entre l'apport de chaleur et l'angle induit Adaptée de (McCarthy, 1985) image originale ANNEXE8
Figure 1.7	Configurations de bridage de la plaque les plus courantes a) en porte-à-faux et b) dans un V Tirée de (Edwardson et al., 2010b).....10
Figure 1.8	Modèle de dilatation différentielle de Jang Tirée de (Yu, 2000).....11
Figure 1.9	Dimensions de la zone assumée de déformations résiduelles Adaptée de (Jang, 1997)12
Figure 1.10	Dôme sphérique obtenu par mécanisme de gradient thermique Tirée de (Yang L, 2009).....15
Figure 1.11	Stratégie de chauffe pour l'obtention d'une forme de selle de cheval Tirée de (Edwardson et al., 2001).....15
Figure 2.1	Différentes réalisations de la jonction du thermocouple.....19
Figure 2.2	Temps de réponse dynamique en fonction du diamètre du thermocouple Tirée de (Omega.com)19
Figure 2.3	Principe du LVDT.....20
Figure 2.4	Dispositif de calibration du LVDT21
Figure 2.5	Calcul de la loi de comportement du LVDT.....22

Figure 2.6	Face avant du Graphtec GL200 Data Logger	23
Figure 2.7	Matériel pour l'utilisation d'une flamme oxyacétylénique Tirée de (Centre technique des industries, 1992).....	23
Figure 2.8	Description de la flamme oxyacétylénique Tirée de (Centre technique des industries, 1992).....	24
Figure 2.9	Types de bridage: a) porte-à-faux et b) en "V"	25
Figure 2.10	Positions des thermocouples et du LVDT par rapport à la trajectoire.....	26
Figure 2.11	Influence de la protection des thermocouples.....	26
Figure 2.12	Dispositif expérimental pour le chalumeau	27
Figure 2.13	Montage expérimental pour l'induction	28
Figure 2.14	Position des thermocouples et du LVDT	28
Figure 2.15	Courbes de températures mesurées $h=12\text{mm}$, $v=4\text{mm/s}$, $P_{O_2}=206\text{kPa}$, $P_{C_2H_2}=48\text{kPa}$	29
Figure 2.16	Déformation mesurée à 80mm $h=12.7\text{mm}$, $v=4\text{mm/s}$, $P_{O_2}=206\text{kPa}$, $P_{C_2H_2}=48\text{kPa}$	30
Figure 2.17	Déformation par passe en fonction du nombre de passes de chauffe sur la même ligne $h=12.7\text{mm}$, $v=4\text{mm/s}$, $P_{O_2}=206\text{kPa}$, $P_{C_2H_2}=48\text{kPa}$	31
Figure 2.18	Déformation en fonction de la température maximum atteinte au thermocouple Th0, placé en $x=0\text{mm}$ $v=4\text{mm/s}$, $P_{O_2}=206\text{kPa}$, $P_{C_2H_2}=48\text{kPa}$	31
Figure 2.19	Déformations mesurées pour a) le CA6NM et b) le 304L dans des conditions de chauffe identiques $h=12.7\text{mm}$, $v=4\text{mm/s}$, $P_{O_2}=206\text{kPa}$, $P_{C_2H_2}=48\text{kPa}$	32
Figure 2.20	Température maximum atteinte au thermocouple Th5 en fonction de T_c , $I=740\text{A}$	34
Figure 2.21	Températures mesurées à différence distances de la ligne de chauffe. $T_c=30\text{s}$ et 60s , $h=10\text{mm}$ $I=740\text{A}$	34
Figure 2.22	Estimation du gradient de température ($^{\circ}\text{C}$) $t=30\text{s}$. $h=10\text{mm}$, $I=740\text{A}$, $T_c=30\text{s}$	35

Figure 2.23	Déformations mesurées pour différents temps de cycles de chauffe $h=6.35\text{mm}$, $I=740\text{A}$	36
Figure 2.24	Déformations mesurées pour différents temps de cycles de chauffe. $h=10\text{mm}$, 740A	36
Figure 2.25	Déformations en fonction de T_c $I=740\text{A}$	37
Figure 2.26	Déformations en fonction de la température maximum atteinte au thermocouple Th5, $h=10\text{mm}$, $I=740\text{A}$	37
Figure 3.1	Description des composantes d'un modèle	40
Figure 3.2	Propriétés thermiques et mécaniques du matériau utilisé	41
Figure 3.3	paramètres de définition de la source gaussienne conique	43
Figure 3.4	Distribution de puissance lors du chauffage par induction a)réel et b)modèle Tirée de (Totten, 2006)	44
Figure 3.5	Maillage du modèle pour la simulation de l'induction représentant également la zone assumée de couple électromagnétique.....	44
Figure 3.6	Profil de puissance de la source d'induction $I=740\text{A}$, $T_c=30\text{s}$	45
Figure 3.7	Courbes de température et déformation mesurées (rouge) et simulées (bleu) Source expérimentale : chalumeau, $v=4\text{mm/s}$, $P_{O_2}=206\text{kPa}$, $P_{C_2H_2}=48\text{kPa}$ source simulée : gaussienne surfacique, $Q=2400\text{W}$, $v=4\text{mm/s}$, $h=12.7\text{mm}$	47
Figure 3.8	Calibration d'une source d'induction $I=740\text{A}$, $T_c=40\text{s}$, $h=10\text{mm}$	48
Figure 3.9	Mesures de déformations et comparaison avec la simulation pour l'induction $I=740\text{A}$	49
Figure 3.10	Contraintes de tension σ_{xx} pour une passe de la flamme sur une plaque $h=12.7\text{mm}$ à $t=600\text{s}$ $Q=2400\text{W}$, $R=30\text{mm}$, $v=4\text{mm/s}$	50
Figure 3.11	Contraintes de tension σ_{yy} pour une passe de la flamme sur une plaque $h=12.7\text{mm}$ à $t=600\text{s}$ $Q=2400\text{W}$, $R=30\text{mm}$, $v=4\text{mm/s}$	51
Figure 3.12	Contraintes de tension σ_{zz} pour une passe de la flamme sur une plaque $h=12.7\text{mm}$ à $t=600\text{s}$ $Q=2400\text{W}$, $R=30\text{mm}$, $v=4\text{mm/s}$	51

Figure 3.13	Évolution des contraintes au dessous de la plaque $h=12.7\text{mm}$ à $t=600\text{s}$, $Q=2400\text{W}$, $R=30\text{mm}$, $v=4\text{mm/s}$52
Figure 3.14	Températures à $t=18.75\text{s}$ et contraintes σ_{xx} obtenues par simulation du passage de la flamme sur des plaques de 6.35mm et 12.7mm d'épaisseurs53
Figure 3.15	Profil de contraintes résiduelles de tension (σ_{xx}) dans les mêmes conditions de chauffe et deux bridages différents.....54
Figure 3.16	Coupe transversales des isothermes pour a) la flamme et b) l'induction (temps de cycle 30s)55
Figure 3.17	Section transversale représentant l'état de contrainte (MPa) de la plaque dans la direction normale à la trajectoire (σ_{xx}) pour a) la flamme et b) l'induction55
Figure 4.1	Source a) double-ellipsoïde et b) sphérique.....59
Figure 4.2	Système de coordonnées utilisé dans la définition de la source double-ellipsoïde.....59
Figure 4.3	Déformation U_z (mm) en fonction de la vitesse et de la puissance pour une énergie linéaire constante de 600 J/mm. $R=20\text{mm}$, $h=12.7\text{mm}$62
Figure 4.4	Déformation U_z (mm) en fonction de la vitesse et de la puissance à énergie linéaire constante. Source de distribution $R=20\text{mm}$, $h=30\text{mm}$63
Figure 4.5	Déformation U_z (mm) en fonction du rayon de la source $Q=2400\text{W}$, $v=4\text{mm/s}$63
Figure 4.6	Déformation U_z (mm) en fonction du rayon de la source de distribution gaussienne $Q=2400\text{W}$, $v=4\text{mm/s}$64
Figure 4.7	Déformation U_z (mm) en fonction du rayon R de la source, $Q=2400\text{W}$, $v=4\text{mm/s}$64
Figure 4.8	Contraintes résiduelles σ_{xx} et températures dans le plan médian transversal, source gaussienne surfacique, $h=12.7\text{mm}$66
Figure 4.9	Contraintes résiduelles σ_{xx} et températures dans le plan médian transversal, source gaussienne surfacique, $h=12.7\text{mm}$66
Figure 4.10	Contraintes résiduelles σ_{xx} et températures dans le plan médian transversal. Source gaussienne sphérique, $h=30\text{mm}$67

Figure 4.11	Évolution des contraintes σ_{xx} dans la section transversale médiane pour une plaque de 12.7mm d'épaisseur Source gaussienne surfacique, $Q=2400W$, $R=20mm$, $v=4mm/s$	68
Figure 4.12	contraintes σ_{xx} dans la section transversale médiane pour une plaque de 30mm d'épaisseur Source gaussienne surfacique $Q=2400W$, $R=20mm$, $v=4mm/s$	69
Figure 5.1	Illustration du principe du FLC à deux sources	71
Figure 5.2	Configuration du laser.....	73
Figure 5.3	Mesures de la zone fondue.....	74
Figure 5.4	Forme de la zone fondue pour une puissance de 1500W, 2000W et 3000W	76
Figure 5.5	Pénétration en fonction de la vitesse et de la puissance.....	76
Figure 5.6	Largeur de la zone fondue en fonction de la puissance et de la vitesse	77
Figure 5.7	Facteur de forme de la zone fondue en fonction de la puissance et de la vitesse	77
Figure 5.8	Surface de la zone fondue en fonction de la puissance et de la vitesse	77
Figure 5.9	Pénétration en fonction de la puissance fournie et l'énergie linéaire	78
Figure 5.10	Largeur de la zone fondue en fonction de l'énergie linéaire introduite et de la puissance	79
Figure 5.11	Facteur de forme de la zone fondue en fonction de l'énergie linéaire et de la puissance	79
Figure 5.12	Aire de la zone fondue en fonction de l'énergie linéaire et de la puissance	80
Figure 5.13	Exemples de modélisation d'une soudure laser	81
Figure 5.14	Forme de la zone fondue obtenue par la source secondaire de type double-ellipsoïde ($Q=2500W$, $v=1.5m/min$, $A_f=1mm$, $A_r=4mm$, $B=0.2mm$, $C=3mm$). Acier inoxydable 304L, épaisseur 12.7mm	81

Figure 5.15	Forme de la zone fondue de la source secondaire de type double-ellipsoïde ($Q=2500W$, $v=60mm/s$, $A_f=1mm$, $A_r=4mm$, $B=0.2mm$, $C=3mm$). Acier inoxydable 304L, épaisseur 12.7mm.....	83
Figure 5.16	Profil de contraintes résiduelles générées par les deux sources primaires de référence.....	84
Figure 5.17	Gain relatif en déformation en fonction de la pénétration (C) de la source secondaire ($A_f=4mm$, $A_r=8mm$, $B=0.2mm$, $Q=2500W$, $t_d=0s$), combinée à la source primaire volumique.....	86
Figure 5.18	Gain relatif en déformation en fonction de la pénétration de la source secondaire, combinée à la source primaire surfacique	87
Figure 5.19	Gain relatif en déformation en fonction de la puissance de la source secondaire, combinée à la source primaire volumique.....	87
Figure 5.20	Modifications des profils de contraintes résiduelles	88
Figure 5.21	Superposition de la zone fondue de 5mm de pénétration sur les contraintes résiduelles créées par la source référence B.	89

LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES

FLC	formage par ligne de chauffe
CTFA	Centre de Technologie en Fabrication Aéronautique
ZF	zone fondue
MGT	mécanisme de gradient thermique

LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

α_{th}	Coefficient de dilatation thermique ($^{\circ}\text{C}^{-1}$)
ν	Coefficient de poisson du matériau
ν	Vitesse de déplacement de la source de chauffe (m/min)
E	Module d'Young du matériau (MPa)
σ_y	Limite élastique du matériau (MPa)
ρ	Masse volumique du matériau (kg/m^3)
h	Épaisseur de la plaque (mm)
q	Intensité de la source de chaleur surfacique (W/mm^2) ou volumique (W/mm^3)
Q	Puissance totale de la source (W)
F_0	Paramètre de caractérisation du mécanisme mis en œuvre (adimensionnel)
R	Rayon de la source de chauffe (mm)
p	Dans le modèle de Jang, Pression créée sur le matériau par la dilatation thermique de la zone chauffée (MPa)
a	Diamètre de la zone chauffée dans le modèle de Jang (mm)
T_c	Dans le modèle de Jang, la température critique ($^{\circ}\text{C}$)
σ_y	Dans le modèle de Jang, la limite élastique du matériau (MPa)
b	Dans le modèle de Jang, la largeur de la zone plastifiée (mm)
d	Dans le modèle de Jang, la profondeur de la zone plastifiée (mm)
θ	Dans le modèle de Jang, l'angle de déformation de la plaque ($^{\circ}$)
D	Longueur de sortie du LVDT (mm)
V_{output}	Tension de sortie du LVDT (V)
x	Distance avec la trajectoire dans la direction perpendiculaire (suivant axe x)
z	Distance avec la trajectoire dans la direction perpendiculaire (suivant axe z)
λ	Conductivité thermique du matériau ($\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$)
C_p	Chaleur spécifique du matériau à pression constante ($\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$)
T	Température ($^{\circ}\text{C}$)
e	Émissivité du matériau (adimensionnel)
r	Distance avec le centre de la source de chaleur (mm)
$\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{zz}$	Contraintes dans les directions x, y ou z (MPa)

XXIV

<i>I</i>	Intensité du courant de la source d'induction (A)
Thx	Identification du thermocouple x cité
P	Pression des gaz utilisés pour le chalumeau (MPa)

INTRODUCTION

Le formage par ligne de chauffe (FLC) est un procédé dont l'objectif est de mettre en forme une pièce de métal (typiquement une plaque) sans effort mécanique extérieur, mais par un chauffage localisé qui introduit une dilatation thermique non uniforme du matériau, générant ainsi un champ de contraintes résiduelles différent de l'état de contrainte original. Ces contraintes sont compensées par une déformation permanente du matériau. Ce phénomène est connu en soudage où des « chaudes de retraits » peuvent être appliquées aux pièces soudées pour redresser les déformations créées lors d'une passe de soudure. En construction navale, ce procédé est utilisé depuis de nombreuses années pour ajuster les coques de bateaux, composées d'un assemblage de plaques d'acier. Dans ces exemples, la mise en œuvre du procédé est artisanale et les résultats dépendent principalement de l'expérience du technicien (McCarthy, 1985). Le formage par ligne de chauffe présente un certain nombre d'avantages par rapport aux procédés de mise en forme par déformation mécanique traditionnels. Le principal intérêt est qu'il n'est pas nécessaire de produire les coûteux outils de mise en forme que l'on retrouve dans les procédés traditionnels. Le développement des sources laser et induction ont notamment ouvert la voie à un effort de recherche mondial pour développer ce procédé, mais l'utilisation du chalumeau est encore intéressante compte tenu de sa grande disponibilité. On parle alors de formage laser (*laser forming*), formage par induction (*induction heating forming*). Les domaines d'applications projetés vont de l'industrie navale (mise en forme des coques de bateaux), à la micro-électronique (ajustement de la position de composant), en passant par l'automobile (mise en forme de la carrosserie) et le pliage de tôle.

Les manufacturiers de turbines hydroélectriques sont confrontés au problème de création d'outils. En effet, dans cette industrie, un des moyens privilégiés de fabrication des différents composants est le formage mécanique d'une ébauche de plus de 100mm d'épaisseur entre deux matrices. Pour ce faire le métal doit être porté à 1000°C puis mis en forme. Après refroidissement, les composantes passent par une étape d'usinage suivi d'un assemblage par

soudure. La conception et la fabrication de ces matrices est longue et coûteuse, d'autant plus qu'elles ne peuvent servir qu'un nombre très limité de fois.

Il est reconnu que l'efficacité du procédé diminue à mesure que l'épaisseur augmente. Les technologies utilisées actuellement pour le formage par ligne de chauffe se limitent à des épaisseurs inférieures à 25mm, ce qui est suffisant pour des applications en construction navale, mais la fabrication de turbines hydroélectriques nécessite l'utilisation d'épaisseurs plus fortes, entre 50mm et 100mm. L'objectif de ce projet est de proposer une méthode permettant de réaliser le formage par ligne de chauffe de plaques épaisses.

Le cheminement a débuté dans les laboratoires de l'ÉTS par des essais expérimentaux, qui ont permis de valider une modélisation du procédé par éléments finis. De premières simulations ont eu pour but de reproduire les essais et un modèle de source de chauffe a ainsi pu être défini. Les résultats de simulation ont ensuite été utilisés pour étudier le champ de contraintes internes du matériau permettant la déformation de la plaque et pour mieux comprendre les mécanismes de déformation et les limitations engendrées par l'épaisseur.

À partir de ces résultats, de nouvelles simulations avec un modèle de 30mm d'épaisseur ont permis de définir des sources de chauffe théoriques permettant d'obtenir des déformations intéressantes. Enfin, une procédure avec deux sources parallèles a été simulée. Le but est de réduire les effets négatifs sur la déformation qui sont engendrés par certaines contraintes résiduelles.

CHAPITRE 1

REVUE BIBLIOGRAPHIQUE

1.1 Description du procédé

Le FLC est mis en œuvre en chauffant une plaque le long d'une trajectoire (ligne de chauffe). La source de chauffe (flamme, faisceau laser, inducteur...) est petite par rapport à la largeur et la longueur de la plaque. Les mécanismes mis en jeu dans le formage par ligne de chauffe ont été largement étudiés depuis plusieurs décennies. Lors du chauffage, le matériau se dilate localement alors que le matériau environnant, qui reste plus froid, se dilate dans une moindre mesure. Cette dilatation différentielle a pour conséquence de comprimer le métal. Le métal se déforme alors vers l'extérieur de la plaque. La limite élastique du métal est rapidement dépassée car sa valeur diminue fortement à haute température. Le matériau présente une nouvelle configuration. Une fois la source de chaleur retirée, le matériau ne pouvant pas reprendre sa configuration initiale suite à la déformation plastique, la contraction au refroidissement crée des contraintes de tensions internes. Ces contraintes sont relâchées partiellement par un pliage résiduel local de la plaque.

La géométrie finale de la plaque va être essentiellement dépendante de l'orientation et de la distribution des contraintes résiduelles. Ces contraintes vont être dépendantes de la combinaison du champ de température transitoire lors du cycle thermique (principalement du gradient thermique créé), des propriétés thermomécaniques du matériau, ainsi que de la géométrie de la plaque. On distingue ainsi trois modes (ou mécanismes) principaux de déformations qui apparaissent selon les conditions de chauffe. Il y a donc le « mécanisme de gradient thermique » (MGT), le mécanisme de « flambage » (« *buckling* » en anglais) et enfin le mécanisme de « réduction » (« *shortening* » ou « *upsetting* » en anglais) (Dearden G., 2003). Il est possible de prévoir quel mode de déformation va être mis en jeu à partir du nombre de Fourier modifié (Birnbaum, 2009).

1.1.1 Les mécanismes de « réduction » et de « flambage »

Les mécanismes de réduction et de flambage apparaissent lorsque les conditions de chauffe ne permettent pas d'introduire un gradient thermique dans la direction de l'épaisseur tel que présenté dans la Figure 1.1). Deux phénomènes peuvent se produire. Dans le cas du « *shortening* », la contraction du métal lors du refroidissement entraîne une réduction de la longueur de la plaque. En « *buckling* », l'expansion de la partie chauffée est bloquée et un flambage se produit plutôt qu'une augmentation d'épaisseur. Lors du refroidissement, la zone garde les déformations issues du flambage. Ces deux mécanismes se produisent typiquement lorsque le diamètre de la source de chauffe est beaucoup plus large que l'épaisseur de la plaque, ou lorsque la plaque est de très faible épaisseur.

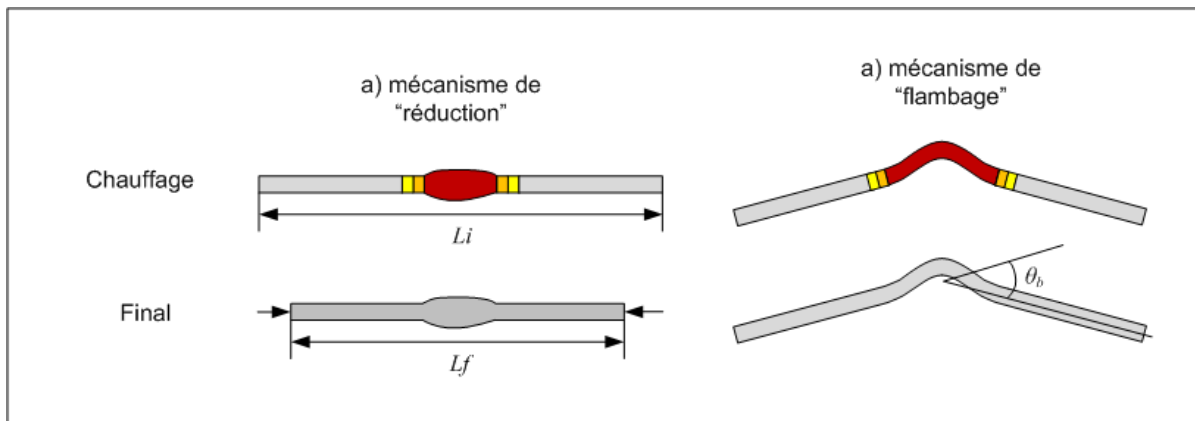


Figure 1.1 Principe des mécanismes de flambage et de réduction

1.1.2 Mécanismes de gradient thermique

Le mécanisme de gradient thermique (MGT) ou *Temperature Gradient Mechanism* (TGM) en anglais est le plus fortement documenté et est celui qui concerne ce mémoire tel qu'illustré dans la figure (Figure 1.2). Il est mis en œuvre lorsque le gradient de température dans la direction de l'épaisseur est élevé, ce qui est possible lorsque que le diamètre de la source de chauffe est faible devant l'épaisseur de la plaque ou bien lorsque l'apport de

chaleur est très rapide. Les contraintes de tension n'apparaissent alors que dans la partie supérieure de l'épaisseur créant un moment de flexion. Comme la dilatation s'effectue dans toutes les directions, les contraintes de tension résiduelles déforment la plaque transversalement et longitudinalement tel qu'illustré dans la figure (Figure 1.3). Plusieurs modèles analytiques de prédiction des déformations ont été développés et ils permettent de mieux comprendre les paramètres fondamentaux mettant en relation les propriétés thermomécaniques du matériau avec les propriétés de la source de chaleur utilisée pour une passe de chauffe. En complément, des études empiriques ont porté sur plusieurs autres aspects tels que l'influence des dimensions de la plaque, la méthode de bridage ou bien le nombre de passe sur la même ligne de chauffe. La figure (Figure 1.4) illustre plusieurs exemples d'application du MGT.

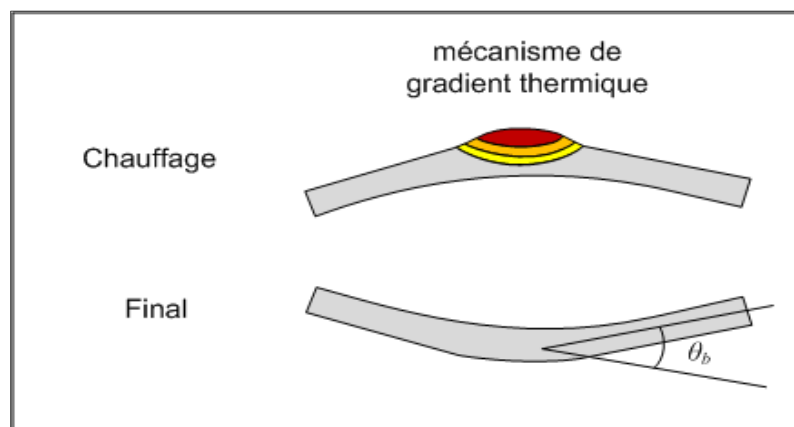


Figure 1.2 Mécanisme du gradient thermique

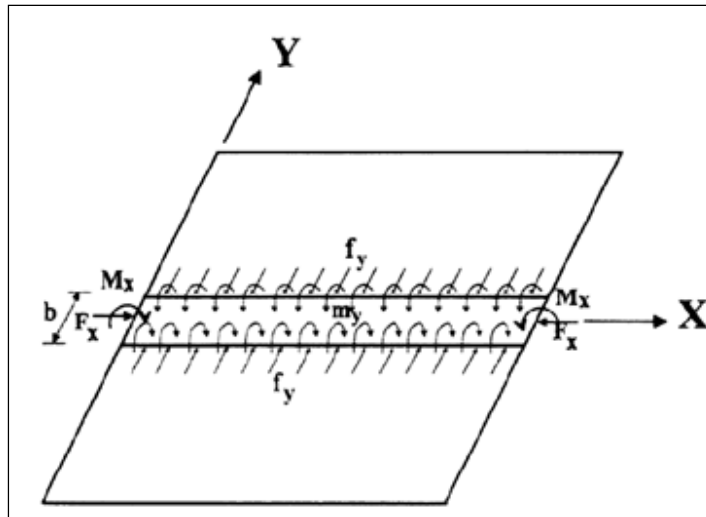


Figure 1.3 Forces mises en œuvre par les contraintes résiduelles lors d'une passe de chauffe Tirée de (Jang, 1997)

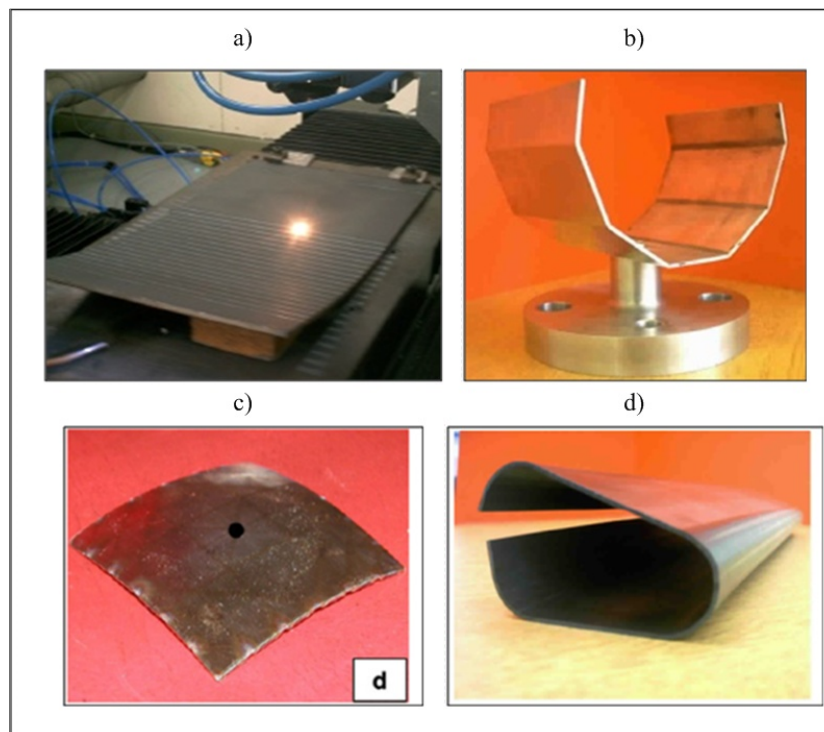


Figure 1.4 Exemples de pièces fabriquées en FLC

a), b) et d) tirées de (Dearden G., 2003)

c) tiré du (Yang L, 2009)

1.2 Effort de recherche

Le sujet présente un intérêt scientifique et industriel à l'échelle mondiale. On trouve dans la littérature de nombreuses études dans ce domaine. En 2009, une revue littéraire (Hong et Vollertsen, 2009) a cité 99 références. Il existe plusieurs groupes de recherche actifs sur ce sujet à travers le monde depuis les années 1980. La figure (Figure 1.5) montre l'évolution de l'intérêt grandissant pour le sujet en se basant sur 169 articles traitant du formage par ligne de chauffe recensés dans la base de données « www.sciencedirect.com » en utilisant les mots clés suivants: “*laser forming*”, “*line heating forming*”, “*induction forming*”, “*thermomechanical forming*”. Le nombre de publications ne cesse d'augmenter depuis 1990. Jusqu'en 2002, au moins neuf thèses ont été publiées par le *Massachusetts Institute of Technology* sur le sujet (Anderson, 1999; Andrade, 2001; Biegeleisen, 1986; Hsiao, 1997; Johnson, 1984; McCarthy, 1985; Shin, 1989; Werner Burckhardt, 2002; Yu, 2000). Les pays les plus impliqués sont les États-Unis, la Chine, le Japon, la Corée du Sud et la Grande Bretagne.

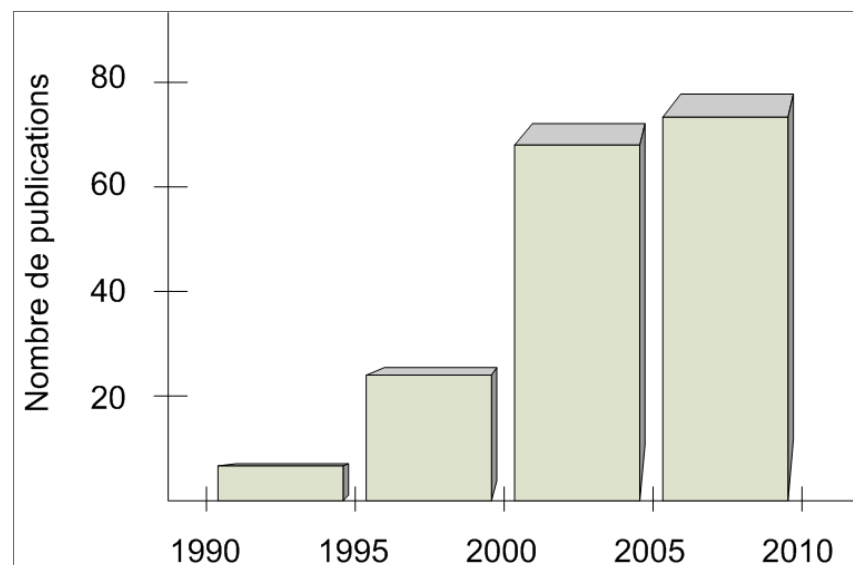


Figure 1.5 Nombre de publications sur le FLC entre 1990 et 2010 recensées sur la base de données *ScienceDirect*¹

¹ www.sciencedirect.com

1.2.1 Études expérimentales

Les premières études expérimentales sur le FLC datent de 1985. Le laser est la source la plus étudiée, mais les sources d'induction (Bae et al., 2008; Jang, 2002; Nguyen T-H, 2009) et de flammes oxy-propane ou oxy-acétylène (Biswas, Mandal et Sha, 2009; Biswas et al., 2011; Hemmati et Shin, 2007; Ryu et Kim, 2008; Tomita et al., 2001) sont toujours utilisées, principalement grâce à leur forte disponibilité dans les secteurs industriels concernés. Le laser présente l'avantage de fournir de grandes densités de puissance qui, combinées à des vitesses d'avance élevées permet de générer un gradient de température élevé dans l'épaisseur. Quant à l'induction, elle permet de fortes puissances et permet également d'obtenir un large diamètre de source de chauffe.

L'objectif principal des recherches expérimentales consiste à déterminer les paramètres qui ont une influence sur le procédé ainsi que leur relation (Edwardson et al., 2010b; Geiger, Müller et Hennige, 2001; Jang, 1997; Li, Geiger et Vollertsen, 1998; Li, 2000; McCarthy, 1985). McCarthy (McCarthy, 1985) a proposé une relation (cf. la figure (Figure 1.6)) entre la déformation angulaire et la puissance de la source (Q), la vitesse d'avance (v) et l'épaisseur du matériau (h).

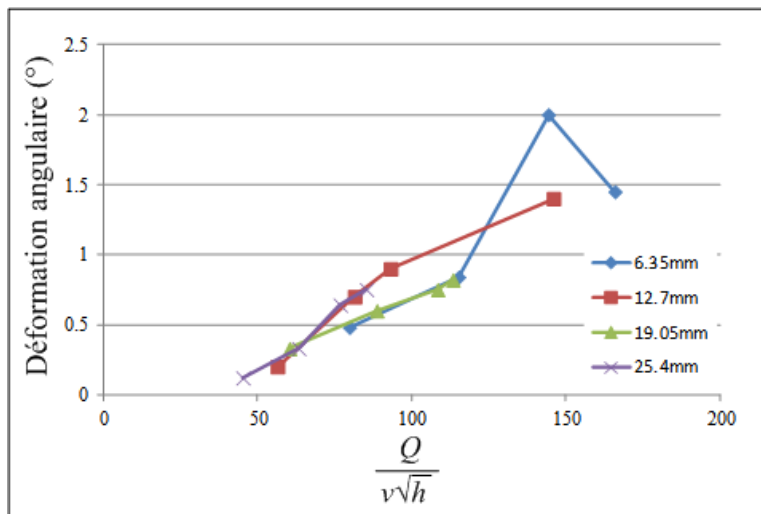


Figure 1.6 Relation entre l'apport de chaleur et l'angle induit
Adaptée de (McCarthy, 1985)

L'importance des paramètres a été étudiée par Zhou (Zhou et al., 2006) à partir d'un plan factoriel de cinq facteurs à deux niveaux sur de l'acier inoxydable AISI 304L. La conclusion est qu'il faut considérer les paramètres dans l'ordre suivant (du plus influent au moins influent) : le nombre de passe, la puissance du laser, l'épaisseur de la plaque, la vitesse d'avance et finalement le diamètre de la source. Cette étude a cependant été menée sur des plaques de 0,5 et 0.8mm d'épaisseur, ce qui peut poser des problèmes dans la comparaison avec l'application aux plaques plus épaisses. Cependant, elle introduit le principe que les déformations peuvent s'additionner à chaque nouvelle passe. Ainsi, si l'on obtient une déformation angulaire de 1° à chaque passe, il sera possible de plier la plaque de l'angle souhaité par incrément. On parle alors de FLC « multipasses » qui est le procédé basé sur ce principe. Le groupe de travail de l'université de Liverpool a publié plusieurs articles sur le sujet (Dearden G., 2003; Edwardson et al., 2006; Edwardson et al., 2010a; Edwardson et al., 2010b).

Plusieurs auteurs (Jha, Nath et Roy, 2008; Shen, Hu et Yao, 2010) ont étudié l'influence de la géométrie de la plaque (largeur, plaque à épaisseur variable). La déformation le long de la trajectoire entraîne une déformation plus prononcée en début et fin de passe. Ce phénomène porte le nom d'effet de bord. Ainsi, il a été démontré qu'en modifiant la vitesse de la source le long de la trajectoire, il est possible d'atténuer les effets de bord de plaque et d'obtenir un profil plus constant. Plusieurs configurations de mise en position de la plaque ont été expérimentées. Ainsi, Edwardson et al. (Edwardson et al., 2010b) ont montré que le bridage dans un V (cf. la figure (Figure 1.7b)) est plus efficace que le bridage en porte-à-faux (cf. la figure (Figure 1.7a)) et que la différence d'efficacité augmente avec l'épaisseur car dans le cas du bridage dans un « V », le poids de la plaque aide à la déformation.

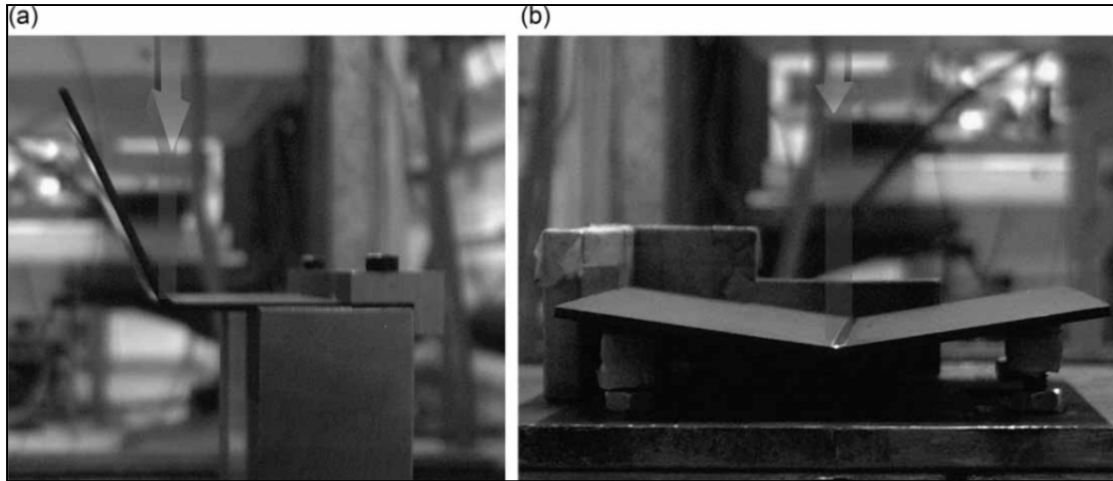


Figure 1.7 Configurations de bridage de la plaque les plus courantes
a) en porte-à-faux et b) dans un V
 Tirée de (Edwardson et al., 2010b)

1.2.2 Modèles analytiques

Il est possible d'estimer quel mode de déformation va être mis en jeu à partir du paramètre adimensionnel suivant (Birnbaum, 2009) :

$$F_0 = \frac{2\alpha_{th}R}{h^2v} \quad (1.1)$$

Dans cette formule, α_{th} correspond au coefficient de dilatation thermique du matériau, R au rayon de la source de chauffe, h à l'épaisseur de la plaque, et v à la vitesse d'avance de la source. Ce modèle intègre donc les conditions de chauffage, ainsi que les propriétés des matériaux et la géométrie de la plaque. Le mécanisme de gradient thermique correspond à un paramètre inférieur à 1 (Birnbaum, 2009).

1.2.2.1 Modèle élasto-plastique simple pour le mécanisme de gradient thermique

Dans un article, Jang (Jang, 1997), propose une modélisation qui est la base de plusieurs articles de recherche sur le mécanisme de gradient thermique (Son K.J; Yu et al., 2001; Yu, 2000). Il est cité plus de 50 fois. Ce modèle permet de mettre en avant les paramètres

influent dans le cas de la déformation en MGT. Le point de départ est de considérer la zone chauffée comme une section circulaire de diamètre $2a$ en expansion retenue par un matériau de raideur K (matériau environnant plus froid) telle qu'illustrée dans la Figure 1.8). Ce modèle illustre la dilatation différentielle créée par le gradient thermique. La zone circulaire est alors le siège d'une pression p . La raideur K est liée au module d'Young du matériau.

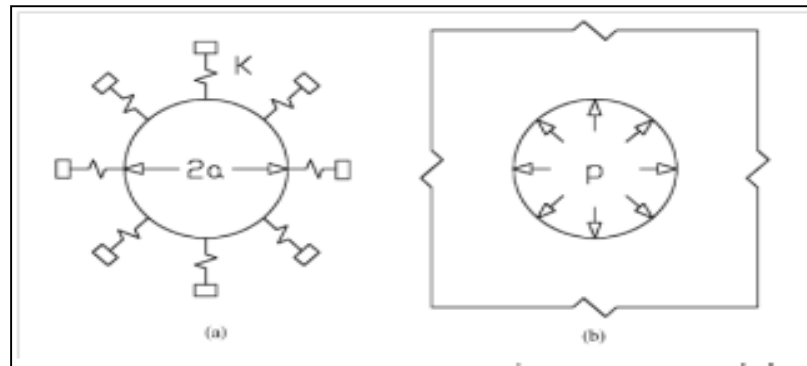


Figure 1.8 Modèle de dilatation différentielle de Jang
Tirée de (Yu, 2000)

La zone chauffée arrive rapidement dans un état de compression de sorte que la contrainte du matériau dépasse sa limite élastique et le matériau change de configuration. Lors du refroidissement, le matériau se contracte et les contraintes de compression diminuent jusqu'à s'annuler puis devenir des contraintes de tension. Cette zone est alors le siège de tensions résiduelles qu'il est possible de déterminer par les lois de la thermo-élasticité (équations 1.2 et 1.3). Les déformations plastiques maximums créées lors du chauffage, sont dépendantes de la température maximum atteinte localement et du coefficient de dilatation thermique, la contraction au refroidissement crée des déformations élastiques dépendantes des propriétés mécaniques du matériau. Tel qu'exprimées dans les équations (1.2) et (1.3), les déformations résiduelles sont égales à la différence entre les déformations plastiques maximum et les déformations élastiques au refroidissement.

$$\varepsilon^* = \alpha T_c - \sigma_y \left(\frac{1}{aK} + \frac{1-\nu_d}{E_d} \right) \quad (1.2)$$

$$K = \frac{E_m}{a(1-\nu_m)} \quad (1.3)$$

où K est la raideur du matériau environnant, T_c est la température critique, ν est le coefficient de poisson du matériau, σ_y est la limite d'élasticité du matériau, α_{th} est le coefficient de dilatation thermique du matériau et E est le module d'élasticité du matériau. L'indice « d » correspond à la zone de déformations résiduelles, l'indice « m » correspond au matériau environnant. Dans l'épaisseur, la forme de la zone plastifiée est essentiellement dépendante du champ de température créée lors de la passe de chauffe et peut-être déterminée par les lois de la conduction de la chaleur. Cette zone est assumée conique telle que représentée dans la figure (Figure 1.9). L'enveloppe de cette zone correspond au lieu où la température a atteint une valeur critique d'environ 870°C.

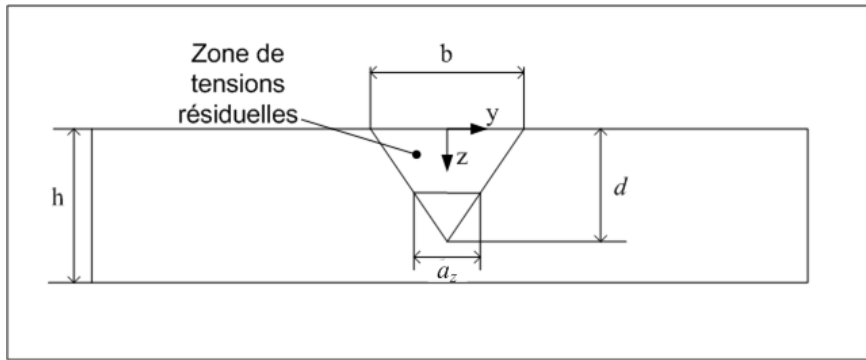


Figure 1.9 Dimensions de la zone assumée de déformations résiduelles
Adaptée de (Jang, 1997)

La déformation finale du matériau est issue de l'intégration de toutes les contraintes résiduelles dans la zone critique. Cette zone est assimilée à une forme conique en relation avec la distribution de température. Les tensions résiduelles suivant l'axe y créent un moment de flexion de la plaque suivant l'axe x . La déformation finale de la plaque s'exprime en calculant l'intégrale des contraintes résiduelles dans la plaque, soit, pour le modèle, dans la zone de déformation résiduelle. Les déformations résiduelles changent avec la profondeur. La déformation finale s'exprime par l'équation 1.4:

$$\theta = \frac{12(1-\nu^2)}{h^3} \int_{-e/2}^{e/2} \varepsilon^* a_z dz \quad (1.4)$$

où θ est l'angle de déformation, ν est le coefficient de Poisson du matériau, h est l'épaisseur du matériau, ε^* est la contrainte résiduelle et a_z est la largeur de la zone de contrainte résiduelle à la profondeur z tel que défini dans la figure 1.9. On s'aperçoit que les déformations résiduelles sont dépendantes des caractéristiques du matériau, de l'épaisseur de la plaque, mais également de la largeur de la zone chauffée. Il apparaît que pour un maximum de déformation, il est avantageux d'élargir la zone affectée thermiquement.

1.2.2.2 Autres modèles analytiques

Vollertsen (Geiger et Vollertsen, 1993) a proposé la relation suivante (cf. équation 1.5 pour définir l'angle de déformation.

$$\theta = 3 \frac{\alpha_{th} Q A}{\rho C_p \nu h^2} \quad (1.5)$$

où θ est la déformation angulaire de la plaque, α_{th} est le coefficient de dilatation thermique du matériau, Q est l'énergie introduite dans le matériau, A est le coefficient d'absorption du laser, ρ est la masse volumique du matériau et ν le coefficient de Poisson du matériau. La déformation obtenue par passe est généralement faible et décroît avec l'épaisseur. Suivant les modèles, l'épaisseur intervient avec un exposant de -0.5, -1 (McCarthy, 1985), de -2 (Geiger et Vollertsen, 1993) ou de -3 (Jang, 1997). C'est donc un paramètre très limitant dans le développement du procédé. Ceci explique probablement pourquoi la majorité des études s'intéressent principalement aux plaques d'épaisseur inférieure à 5mm.

1.3 Les propriétés des matériaux

Les propriétés du matériau utilisé jouent un rôle important. Ainsi les matériaux à faible diffusivité thermique tels que les aciers inoxydables ou le titane favorisent un fort gradient thermique. Les métaux à coefficient de dilatation thermique élevés comme l'aluminium favorisent l'expansion différentielle entre les zones de différentes températures. Les aciers au

carbone sont fortement étudiés car ce sont les matériaux directement visés pour l'application en chantier naval. Le tableau 1.1 donne les propriétés de différents alliages utilisés en FLC.

1.4 Obtention de formes complexes

Les informations introduites jusqu'ici concernent la réalisation de formes en deux dimensions. Un des objectifs à atteindre pour l'utilisation du FLC dans les industries concernées est d'être capable de réaliser des formes tridimensionnelles complexes telles que des coques de bateaux ou bien des aubes de turbines hydrauliques. On sait déjà qu'il est physiquement possible d'obtenir des formes gauches, à plusieurs courbures différentes. Yang (Yang L, 2009) a proposé l'obtention d'un dôme sphérique les trajectoires de chauffe (cf. la figure (Figure 1.10)). Edwardson (Edwardson et al., 2001) a étudié plusieurs stratégies de trajectoires permettant l'obtention d'une forme de selle de cheval (cf. la figure (Figure 1.11)). Il existe deux façons d'aborder le problème :

- La première est une approche prédictive, dans laquelle les localisations des différentes passes de chauffe nécessaires à l'obtention de la forme souhaitée sont toutes calculées en estimant la quantité et la direction des déformations introduites à chaque passe. Les chercheurs travaillent sur différentes méthodes pour réussir à déterminer les lignes de chauffe en avance. Ainsi Na et Kim (Na et Kim, 2008) ont proposé une méthode géométrique permettant de diviser la surface gauche en sections planes dont les intersections seront les lignes de chauffe. La précision du formage dépend alors de la résolution du découpage (nombre de lignes) et les paramètres de chaque passe sont obtenus à partir d'une base de données de résultats de simulations par la méthode des éléments finis. Autre exemple, Liu (Liu et al., 2006), propose l'utilisation d'algorithmes génétiques.
- L'autre approche est dite adaptative : après chaque passe il faut mesurer l'évolution de la forme et ajuster les paramètres de la passe suivante en fonction du résultat de la

mesure et de l'objectif à atteindre (Jang, 1998). Les méthodes de réseaux de neurones sont aussi utilisées pour arriver à cet objectif (Kim et al., 2006; Nguyen T-H, 2009).

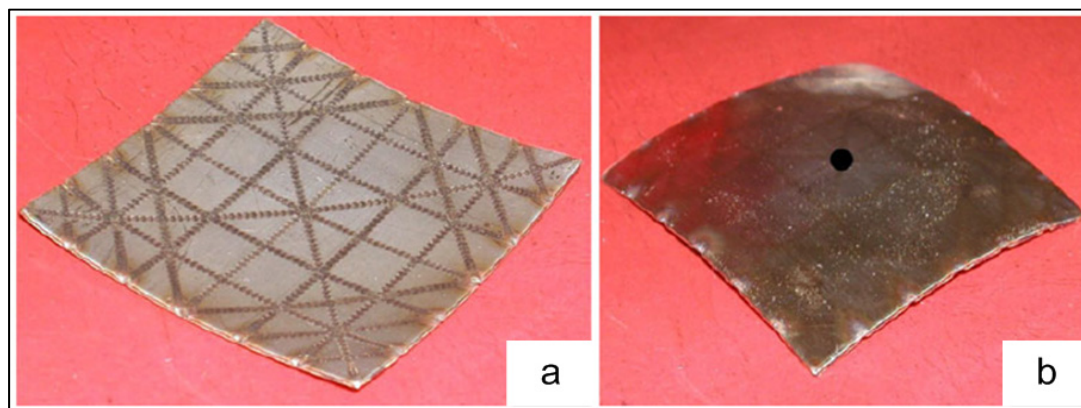


Figure 1.10 Dôme sphérique obtenu par mécanisme de gradient thermique
Tirée de (Yang L, 2009)

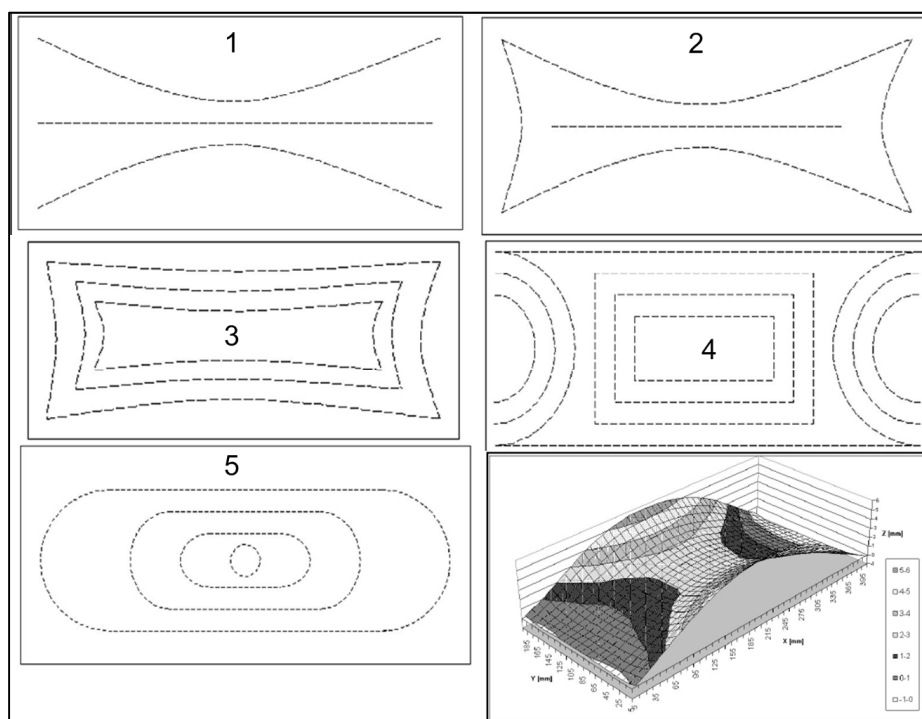


Figure 1.11 Stratégie de chauffe pour l'obtention d'une forme de selle de cheval
Tirée de (Edwardson et al., 2001)

Tableau 1.1 Propriétés de matériaux utilisés en formage par ligne de chauffe.

	Unité	SS 304L	Acier 1020	A1051	Ti6Al4V
Densité	kg/dm ³	7.9 ^a	7.8 ^c	2.7 ^e	4.43 ^g
Température de fusion	°C	1420 ^a	1515 ^c	649 ^e	1660 ^g
Chaleur spécifique	J.kg ⁻¹ .°K ⁻¹	500 ^a	486 ^c	900 ^e	526 ^g
Conductivité thermique	W/m/°K	15 ^a	51 ^c	231 ^e	6.7 ^g
Coefficient de dilatation thermique	10 ⁻⁶ °C ⁻¹ (valeur moyenne entre les températures)	16.5 ^b (20-400)	13.4 ^c (20-400)	24.8 ^e (20-300)	9.2 ^g (20-315)
Module d'Young	MPa	200 000 ^b	200 000 ^d	69 000 ^e	110 000 ^h
Limite élastique	Mpa	170 ^b	294 ^d	124 ^e	880 ^h
Résistance mécanique	MPa	480 ^b	394 ^d	131 ^e	950 ^h
Élongation à la rupture	%	40 ^b	36 ^d	8 ^e	10 ^h
<u>Références (ASM)</u> a Physical Properties, <i>ASM Specialty Handbook: Stainless Steels</i> , J.R. Davis, Ed., ASM International, 1994, p 489-494 b Physical and Mechanical Properties of Stainless Steels, <i>Wrought Stainless Steels: Selection and Application</i> , Metals Handbook, ASM International, 2002, tableau 6. c Mechanical Properties of Carbon and Alloy Steels, <i>Properties of Carbon and Alloy Steels</i> , Metals Handbook, ASM International, 2002, tableau 1 d Physical Properties of Carbon and Low-Alloy Steels, <i>Properties and Selection: Irons, Steels, and High-Performance Alloys</i> , Vol 1, ASM Handbook, ASM International, 1990, p 195–199 e Properties of Wrought Aluminum and Aluminum Alloys, <i>Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials</i> , Vol 2, ASM Handbook, ASM International, 1990, p 62–122 g Titanium and Titanium Alloy Castings, <i>Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials</i> , Vol 2, ASM Handbook, ASM International,. 1990, p 634–646, Tableau 2. h Titanium and Titanium Alloy Castings, <i>Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials</i> , Vol 2, ASM Handbook, ASM International,. 1990, p 592–633, Tableau 20					

CHAPITRE 2

EXPÉRIMENTATIONS

2.1 Introduction

Comme il a été vu dans le chapitre précédent, le champ de température, et principalement le gradient de température dans l'épaisseur conjugué aux propriétés mécaniques du matériau sont les conditions fondamentales gouvernant la déformation. Ainsi, pour étudier pourquoi l'épaisseur joue un rôle prépondérant dans le mécanisme de déformation en formage par ligne de chauffe, une série d'expérimentations complétées par des simulations ont été effectuées. Deux procédés de chauffage ont été utilisés : la flamme oxyacétylénique et l'induction électromagnétique, sur deux matériaux : l'acier inoxydable austénitique 304L qui est utilisé pour ses propriétés intéressantes en formage par ligne de chauffe, et l'acier inoxydable martensitique CA6NM qui lui est un acier couramment utilisé pour la fabrication d'aube de turbine Francis.

Les expérimentations dont le but est de déterminer l'influence des variables sur la déformation, et de générer des informations permettant de valider les résultats de simulations. Les données à obtenir lors des expérimentations sont l'évolution du champ de température et l'évolution de la déformation.

La mesure de la température a été effectuée au moyen de thermocouples qui sont des instruments fiables et adaptés à la recherche car ils permettent un enregistrement en continu de la température avec une très bonne précision. Pour les mesures de déformations, un LVDT a permis d'enregistrer le déplacement en un point de la plaque au cours du temps. Ces deux types d'instruments sont décrits dans les paragraphes suivants.

2.2 Mesure de température par thermocouple

Le thermocouple est un instrument très utilisé en soudage pour la mesure de température. Un thermocouple est constitué de deux fils de métaux différents mis en contact pour créer une « jonction chaude ». La jonction peut être réalisée en soudant (cf. la figure (Figure 2.1a)) ou en torsadant (cf. la figure (Figure 2.1b)) à une extrémité les deux brins du thermocouple. En fonction de la combinaison de métaux utilisés dans le thermocouple et de la température à laquelle se trouve la jonction, une tension se crée dans le thermocouple par effet Seebeck. Il existe plusieurs combinaisons de métaux standardisées permettant de les réaliser. Le tableau 2.1 donne les compositions des thermocouples les plus courants. Les principales différences entre les types sont le domaine de température admissible et l'erreur du thermocouple. Chaque brin est ensuite relié à un voltmètre qui mesure la tension à la jonction. Il est important de s'assurer de la polarité des brins pour avoir des résultats justes. En soudage, les vitesses de chauffe sont rapides ($>>100^{\circ}\text{C.s}^{-1}$ lors du chauffage). Comme la réponse dynamique d'un thermocouple est essentiellement dépendante de son diamètre, il est important de choisir un thermocouple suffisamment fin pour pouvoir mesurer ces variations. La figure (figure 2.1) présente la variation du temps de réponse d'un thermocouple en fonction de son diamètre.

Pour toutes les expérimentations, des thermocouples de type K (Chromel-Alumel) ont été choisis car ce type de thermocouple est approprié dans un domaine de température qui convient au soudage. Les diamètres 0.12 mm et 0.25 mm ont été testés. Les résultats de mesure sont semblables pour notre application mais les thermocouples plus fins sont aussi plus fragiles et plus délicats à manipuler. Le choix s'est donc porté vers le diamètre de 0.25mm. Les jonctions sont soudées par résistance sur les échantillons, ceci permet de garantir la meilleure conduction thermique.

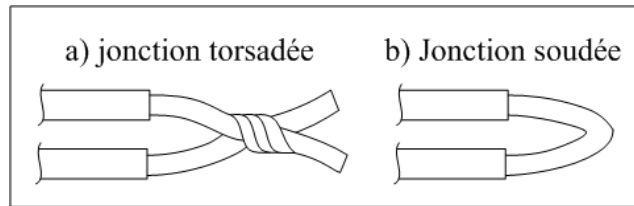


Figure 2.1 Différentes réalisations de la jonction du thermocouple

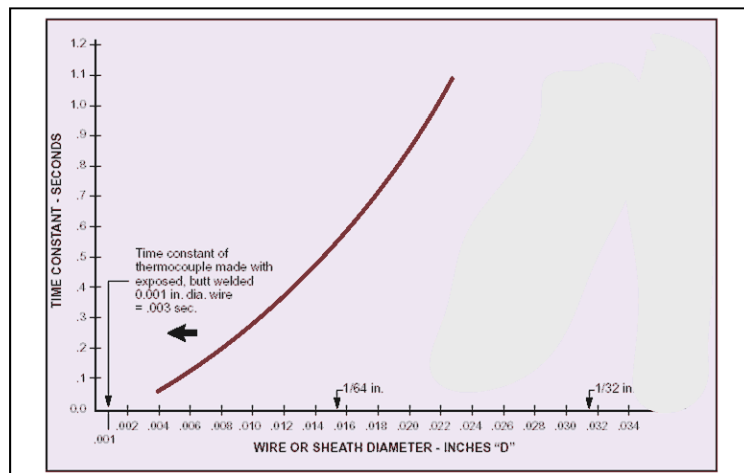


Figure 2.2 Temps de réponse dynamique en fonction du diamètre du thermocouple tiré de (Omega.com)

2.3 Mesure de la déformation à l'aide d'un LVDT

Le LVDT (*Linear Variable Differential Transformer*) est un instrument qui permet de mesurer une position dans une dimension. Une tige constituée d'un noyau en ferrite et terminée par un palpeur se déplace entre trois solénoïdes. Un solénoïde primaire (identifié P sur la figure (Figure 2.3)) est traversé par un courant d'excitation de 5V. Il génère un champ magnétique qui induit un signal dans les solénoïdes secondaires (identifiés S1 et S2 sur la figure (Figure 2.3)). L'amplitude de ce signal induit dépend de la position du noyau par rapport aux trois solénoïdes et le branchement des solénoïdes secondaire génère le signal de sortie (V_{out}). Le signal est ensuite conditionné en courant continu qui est lu par un voltmètre. Dans un certain domaine, le signal induit varie linéairement en fonction de la position de la ferrite.

Tableau 2.1Exemples de thermocouples standards (adapté de Omega.com)

Type (ANSI)	Alliages utilisés		Domaine de température (°C)	erreur *	
	+	-		standard	spécial
J	Fer	Constantan ¹	0 à 750	2.2°C ou 0.75%	1.1°C ou 0.4%
K	Chromel ²	Alumel ³	-200 à 1250	2.2°C ou 0.75%	1.1°C ou 0.4%
T	Cuivre	Constantan ¹	-200 à 350	1°C ou 0.75%	0.5°C ou 0.4%
E	Chromel ²	Constantan ³	-200 à 900	1.7°C ou 0.5%	1°C ou 0.4%
R/S	Platine + 10/13% Rhodium	Platine	0 à 1450	1.5°C ou 0.15%	0.6°C ou 0.1%
B	Platine + 30% Rhodium	Platine + 6% Rhodium	0 à 1700	0.5% T>800°C	N.A.
G/C/D	Tungstène + 0/5/3% Rhénium	Tungstène + 26% Rhénium	0 à 2320	4.5°C ou 1%	N.A.

2. Alliage 90% Nickel - 10% Chrome

1. Alliage 55% Cuivre - 45% Nickel

3. Alliage 95% Nickel - 2% Aluminium - 2% Manganèse - 1% Silice

* la valeur à prendre en compte est celle qui donne l'erreur de température (°C) la plus élevée.

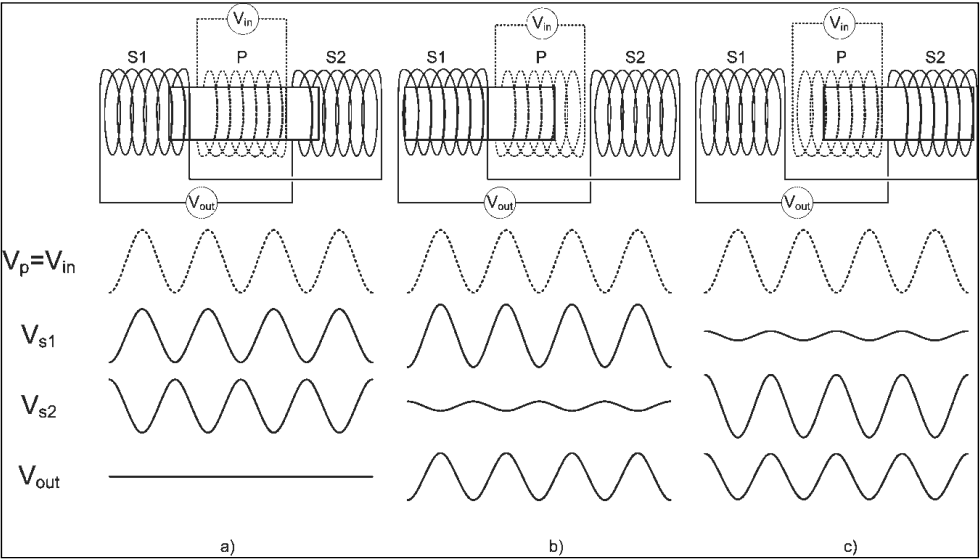


Figure 2.3 Principe du LVDT

Il a été nécessaire de vérifier le domaine de linéarité du LVDT. Pour cela, le corps du LVDT a été maintenu vertical et immobile tel qu' montré dans la figure (Figure 2.4). La distance H (distance table-épaulement) a été mesurée et a servi de référence. Le LVDT est soumis à 5V d'excitation. Pour différente valeur de D, on mesure la tension en sortie du LVDT. D est défini par la formule $D = H - C$. Pour faire varier D, on fait varier C grâce à un empilement de cales de précision. Les résultats sont présentés dans la figure (Figure 2.5). Une régression linéaire donne une corrélation parfaite ($R^2=1$). La formule donnant D (mm) en fonction de la tension de sortie V_{output} (V) est donnée ci-dessous:

$$D = -19.728 \times V_{output} + 131.38 \quad (2.1)$$

La résolution du LVDT est de 1mV pour 0.02mm avec 5V d'excitation.

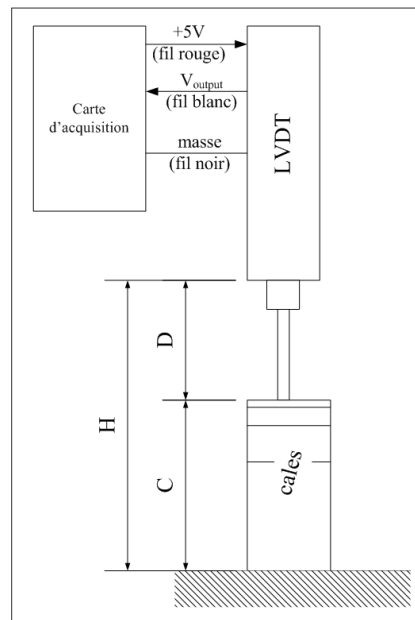


Figure 2.4 Dispositif de calibration du LVDT

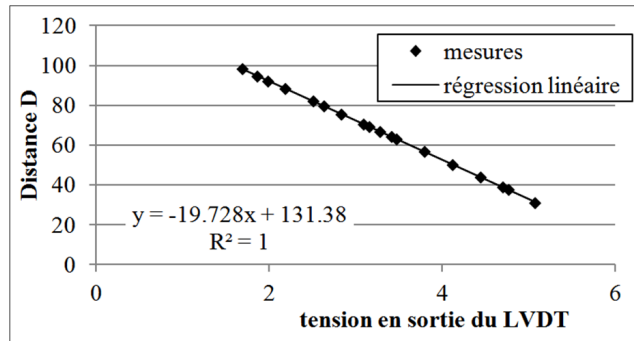


Figure 2.5 Calcul de la loi de comportement du LVDT

2.4 Lecture et enregistrement des résultats

Le *Graphtec DataLogger GL200* illustré dans la Figure 2.6) a été utilisé pour l'enregistrement des résultats. Il est possible de faire l'acquisition de dix canaux en même temps, ce qui a permis de faire l'enregistrement des thermocouples et du LVDT en même temps au cours d'un essai. Les caractéristiques de l'appareil sont données en ANNEXE IV. Les données sont ensuite enregistrées dans un fichier texte au format « .csv ».

Dans le cas des thermocouples, l'appareil peut convertir en temps réel la tension lue en température. Pour cela il est nécessaire d'indiquer le type de thermocouple utilisé dans le menu. Cette fonction impose une fréquence d'acquisition minimale de 10Hz.

Les départs et arrêts de l'enregistrement se font manuellement. Le temps inscrit dans les fichiers de données est donc relatif par rapport au déclenchement de l'appareil et non de la source de chauffe. Pour pouvoir connaître l'instant où la source démarre effectivement sa trajectoire, un système a été mis en place. Dans le cas d'une source mobile, un thermocouple est placé au départ de la trajectoire. Lorsque la source passe au dessus, le thermocouple est instantanément détérioré et l'appareil inscrit le moment dans le fichier de résultat. Dans le cas des essais avec la source fixe (induction), un thermocouple est placé directement sous l'inducteur. Dès que le courant commence à circuler, ce thermocouple s'échauffe immédiatement et il est possible de placer les résultats dans le temps.

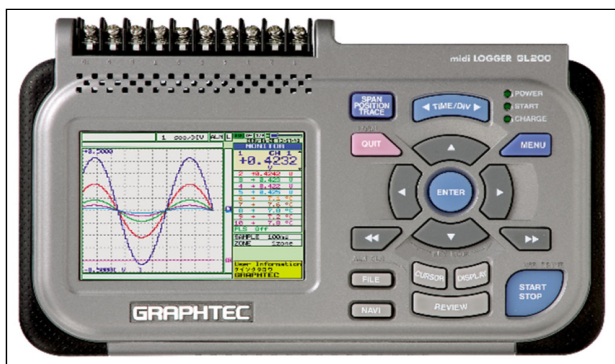


Figure 2.6 Face avant du Graphtec GL200 Data Logger

2.5 Expérimentations à l'aide d'une flamme oxyacétylénique

2.5.1 La flamme oxyacétylénique

La source de chaleur est issue de la combustion d'un mélange d'acétylène (C_2H_2) et d'oxygène (O_2). Les gaz sont contenus dans deux bouteilles séparées et mélangés dans le chalumeau (cf. la Figure 2.7)). La flamme a été ajustée visuellement une première fois, le cône issu de la combustion primaire doit être bien défini pour l'obtention d'une flamme neutre. Les pressions des gaz sont ensuite lues sur les manomètres des détendeurs pour pouvoir reproduire le réglage. La température dans le cône est supérieure à $3000^\circ C$ (cf. la Figure 2.8). (Centre technique des industries, 1992).

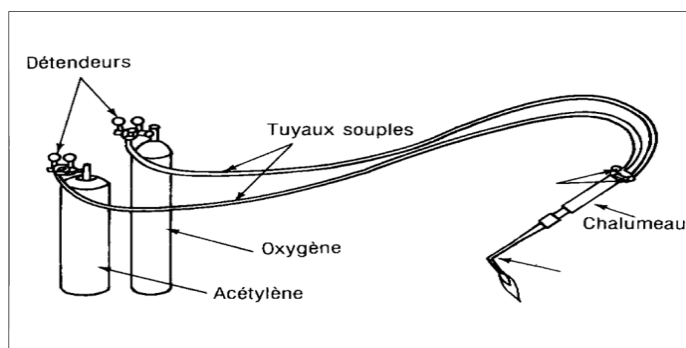


Figure 2.7 Matériel pour l'utilisation d'une flamme oxyacétylénique
Tirée de (Centre technique des industries, 1992).

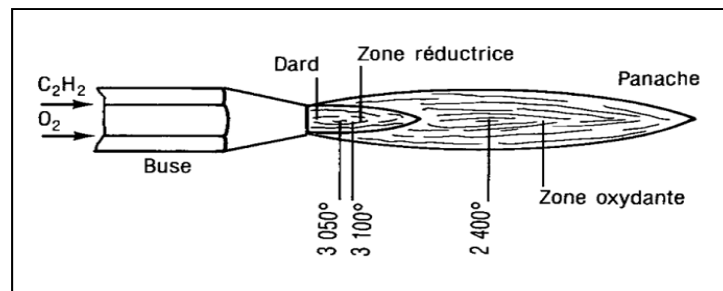


Figure 2.8 Description de la flamme oxyacétylénique
Tirée de (Centre technique des industries, 1992)

2.5.2 Dispositif expérimental

2.5.2.1 Dimensions et analyse chimique des plaques

Les échantillons sont des plaques de 100mm de large et d'épaisseurs 6.35mm, 12.7mm et 19mm dans les matériaux CA6NM et 304L dont les compositions issues d'analyses effectuées par le fournisseur sont données dans le Tableau 2.2. Les certificats du fournisseur se trouvent en Annexes I et II.

Tableau 2.2 Composition des alliages utilisés

304L	C	Cr	Ni	Cu	Mn	N	P	S
%w	0.02	18.63	8	0.48	1.87	0.085	0.036	0.001
CA6NM	C	Cr	Ni	Mo	Mn	Si	P	S
%w	0.02	12.1	3.57	0.55	0.52	0.26	0.034	0.005

2.5.2.2 Mise en position des échantillons

On trouve dans la littérature (Edwardson et al., 2010b) plusieurs configurations pour mesurer les déformations des plaques. La Figure 2.9 montre les deux configurations qui sont le plus utilisées : le bridage en porte-à-faux et la mise en position dans un « V ». Le bridage en V présente l'avantage de présenter une déformation symétrique, mais la modélisation du

contact est plus délicate que dans le cas du porte-à-faux. C'est donc le bridage en porte-à-faux qui a été retenu pour les essais.

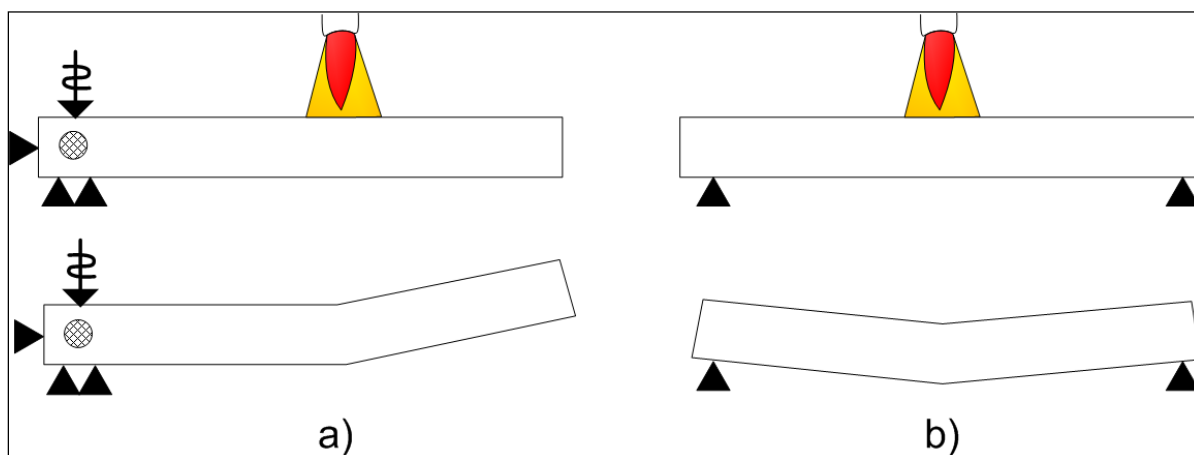


Figure 2.9 Types de bridage: a) porte-à-faux et b) en "V"

2.5.2.3 Mise en place des instruments de mesures

Cinq thermocouples ont été placés sur la surface inférieure de la plaque tels que présentés dans la Figure 2.10. Il était initialement prévu de travailler avec 4 thermocouples soudés sur la surface supérieure de la plaque, mais la flamme les détériore instantanément. Une plaque protectrice d'acier inoxydable de 0.5mm d'épaisseur a ensuite été mise en place (cf. la Figure 2.11). Cette plaque est nécessaire pour protéger les thermocouples du contact direct de la flamme. Dans cette configuration, une partie de l'énergie de la flamme qui aurait dû être transmise à la plaque est déviée, et les résultats perdent en précision. Il a donc été décidé de ne pas utiliser de thermocouples situés sur la surface supérieure.

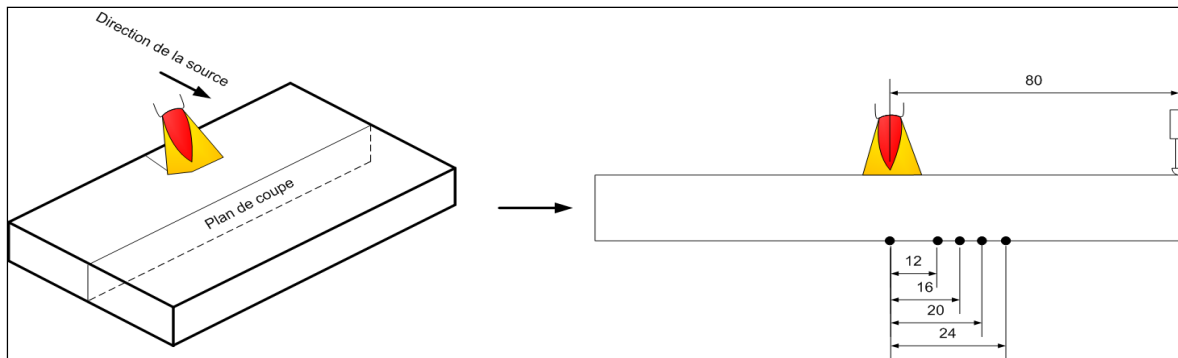


Figure 2.10 Positions des thermocouples et du LVDT par rapport à la trajectoire

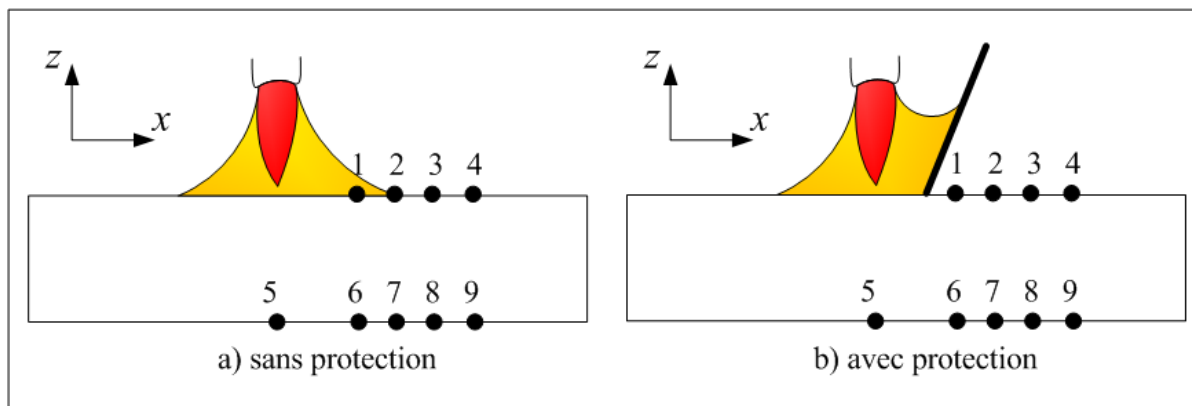


Figure 2.11 Influence de la protection des thermocouples

2.5.2.4 Protocole d'essai

Le chalumeau est fixé au poignet du robot SCOMPI, qui est développé par l'IREQ² et disponible dans le laboratoire de soudure de l'ÉTS tel que montré dans la Figure 2.12. Le robot possède 5 axes rotatifs et un axe linéaire. La trajectoire est une ligne droite programmée par ses points de début et de fin. Le robot démarre à une distance de 150mm de la plaque avec la flamme allumée et termine sa course à 30mm après la plaque. La distance de 150mm est nécessaire pour pouvoir allumer et ajuster la flamme sans risquer d'influencer la température de l'échantillon.

² Institut de Recherche d'Hydro-Québec (IREQ)
<http://www.hydroquebec.com/innovation/fr/institut-recherche.html>

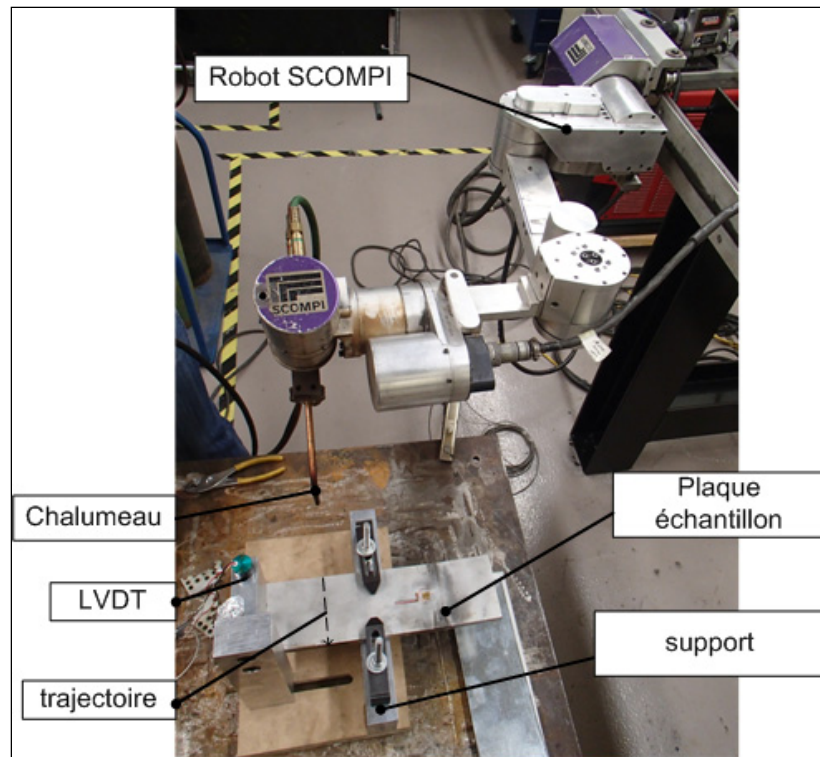


Figure 2.12 Dispositif expérimental pour le chalumeau

2.5.3 L'induction électromagnétique

La ligne de chauffe est ici réalisée en soumettant la plaque à un champ magnétique alternatif de haute fréquence. Les courants induits dans la plaque échauffent le métal et la forme de l'inducteur définit la zone de chauffe. La machine d'induction, disponible à l'ÉTS, est une *Ambrell EasyHeat* de 10kW de puissance maximale. Une fiche technique de l'appareil est fournie en ANNEXE V. L'inducteur utilisé est une boucle simple de 330mm de longueur et 19mm de largeur. Le tube composant l'inducteur est visible sur la Figure 2.13. Il a une section carrée de 6.35mm de côté. Il est statique et de forme allongée, ce qui permet de chauffer le métal selon une bande de 20 mm de largeur. Les plaques échantillons sont en acier inoxydable austénitique 304L et d'épaisseur 6.35mm et 10mm. Leurs dimensions sont 95mm de largeur par 325mm de longueur. La distance entre la plaque et l'inducteur est de 1.5mm telle que conseillé dans (Totten, 2006) pour assurer le meilleur couplage électromagnétique possible et donc la meilleure efficacité possible. Le courant est réglé à

$I=740\text{A}$ ce qui correspond au maximum du générateur. Plusieurs temps de cycle ont été testés. Des informations sur le cycle de chauffe telles que l'intensité et la fréquence du courant ainsi que la puissance transmise sont enregistrées à l'aide du logiciel intégré *eView*.

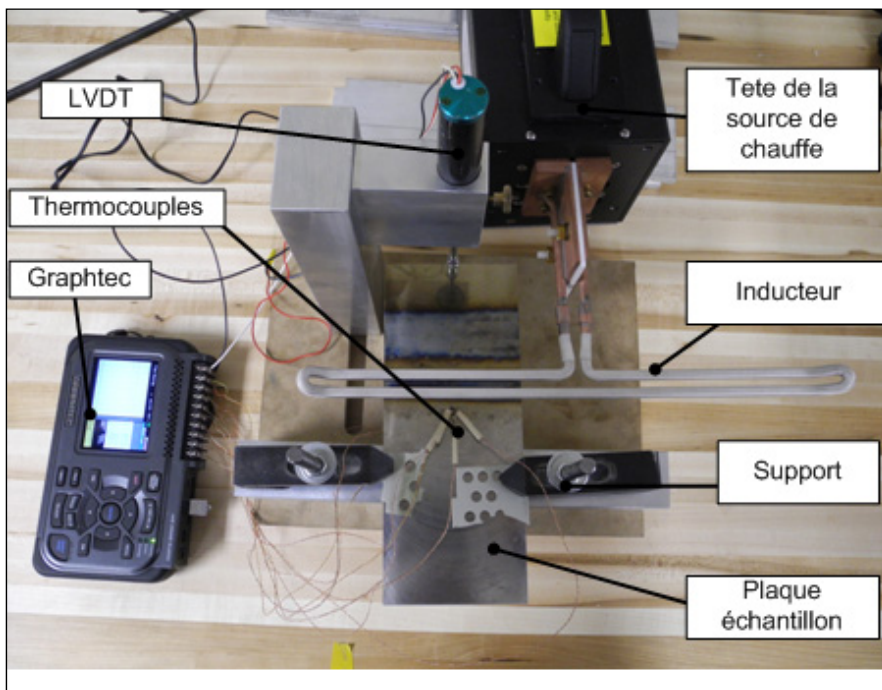


Figure 2.13 Montage expérimental pour l'induction

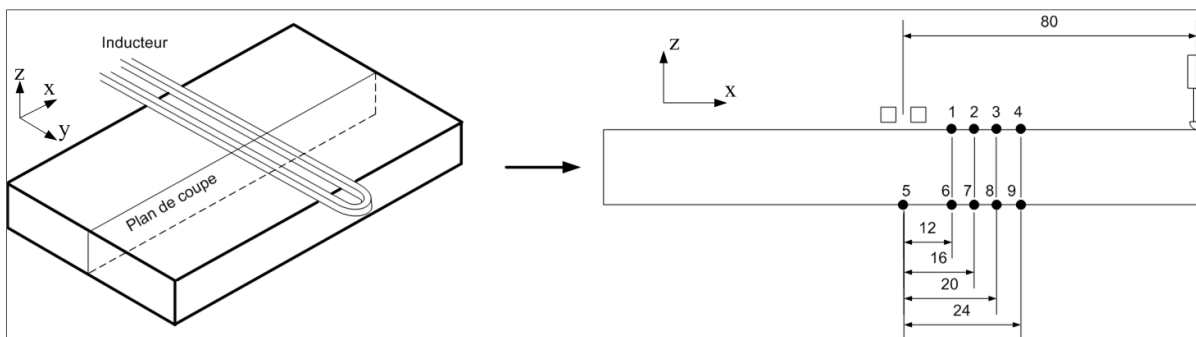


Figure 2.14 Position des thermocouples et du LVDT

2.6 Résultats expérimentaux

2.6.1 Flamme oxyacétylénique

Les mesures de températures obtenues par thermocouples permettent de faire plusieurs observations. La Figure 2.15 montre l'allure des températures aux thermocouples lors d'une chauffe à l'aide de la flamme. Ces courbes permettent d'obtenir des informations sur les vitesses de chauffe, les températures maximales atteintes ainsi que le gradient de température suivant la direction perpendiculaire à la trajectoire (axe x, cf. Figure 2.14). L'utilité première de ces courbes est de pouvoir les confronter à des courbes de températures simulées pour permettre de valider la modélisation des sources thermiques.

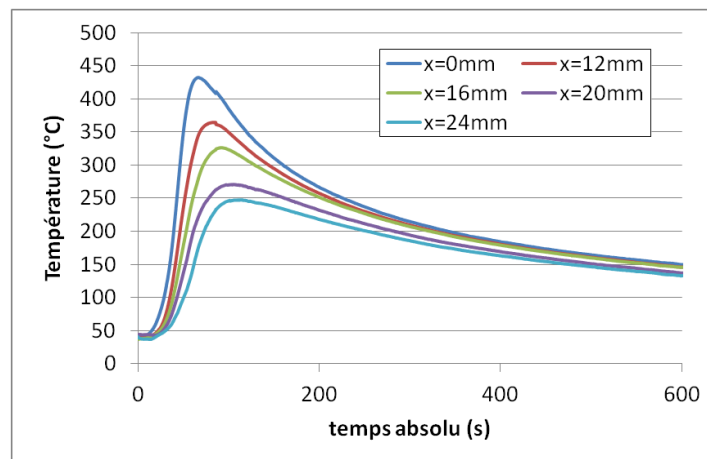


Figure 2.15 Courbes de températures mesurées
 $h=12\text{mm}$, $v=4\text{mm/s}$, $P_{O_2}=206\text{kPa}$, $P_{C_2H_2}=48\text{kPa}$

La Figure 2.16 montre l'allure typique de déformations mesurées par le LVDT. Pendant la chauffe, la dilatation thermique génère des contraintes de compression qui forcent la plaque à se déformer dans le sens opposé à la déformation finale et génèrent des déformations plastiques. Dès le début du refroidissement, les contraintes s'inversent et génèrent la déformation finale.

Pour un aspect pratique, il était souhaitable de ne pas modifier le dispositif entre deux essais, ce qui implique que les passes soient faites sur la même ligne. Edwardson (Edwardson et al., 2010b) a montré qu'il est nécessaire d'effectuer un grand nombre d'essais pour voir une diminution de la déformation à chaque passe. La Figure 2.17 montre que dans le cadre des expérimentations, on ne peut pas conclure sur une influence du nombre de passes.

Pour comparer les essais, il est commun d'utiliser l'énergie linéaire (J/mm) calculée en faisant le rapport Q/v , Q étant la puissance totale de la source (W) et v la vitesse (mm/s). Il est malgré tout difficile d'estimer l'énergie effective absorbée par le matériau et une autre variable plus facilement quantifiable a été choisie. Il s'agit de la température maximum mesurée par le thermocouple situé à la position $x=0\text{mm}$.

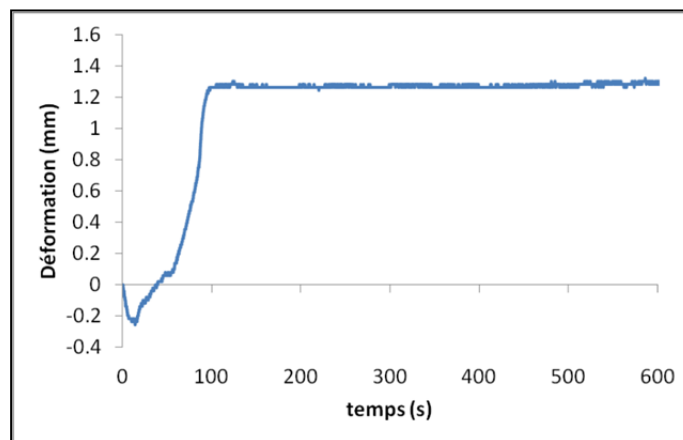


Figure 2.16 Déformation mesurée à 80mm
 $h=12.7\text{mm}$, $v=4\text{mm/s}$, $P_{O_2}=206\text{kPa}$, $P_{C_2H_2}=48\text{kPa}$

Malgré les efforts mis en œuvre pour assurer la reproductibilité des essais, une dispersion non négligeable sur le champ de température a été observée. Cette dispersion nous a permis cependant de constater l'influence de la température sur la déformation finale telle que montrée dans la Figure 2.18 où est présentée la déformation de la plaque en fonction de la température maximale atteinte au thermocouple placé en $x=0\text{mm}$.

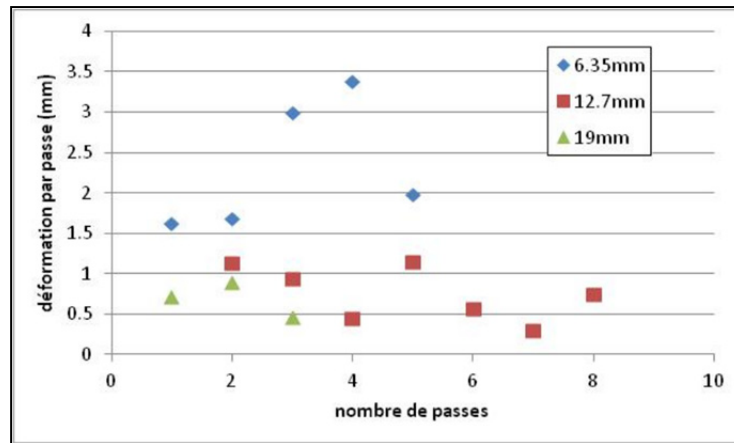


Figure 2.17 Déformation par passe en fonction du nombre de passes de chauffe sur la même ligne
 $h=12.7\text{mm}$, $v=4\text{mm/s}$, $P_{O_2}=206\text{kPa}$, $P_{C_2H_2}=48\text{kPa}$

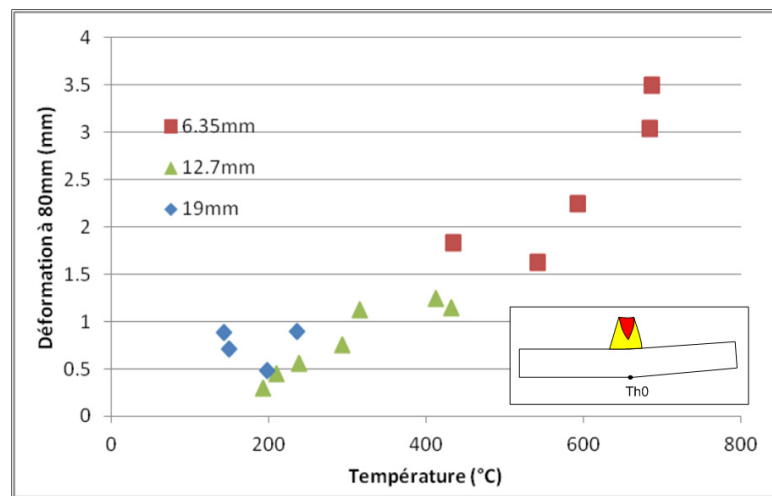


Figure 2.18 Déformation en fonction de la température maximum atteinte au thermocouple Th0, placé en $x=0\text{mm}$
 $v=4\text{mm/s}$, $P_{O_2}=206\text{kPa}$, $P_{C_2H_2}=48\text{kPa}$

La figure 2.19 compare la déformation obtenue pour les deux matériaux testés. Le CA6NM se déforme moins que le 304L, ce qui est dû aux différences de propriétés thermiques et mécaniques, car la dilatation thermique du CA6NM est 25% plus faible avec une plus haute limite élastique. De plus sa conductivité thermique est 70% plus élevée que celle du 304L. Enfin, une différence majeure entre les deux matériaux est la transformation martensitique qui intervient dans le CA6NM : lors du refroidissement, l'austénite de forme cubique centrée

se transforme en martensite qui est de forme cubique face centrée. Cette nouvelle structure cristalline occupe un volume plus grand et compense en partie les contraintes de tension générées au début du refroidissement. On voit donc la valeur de la déformation diminuer lorsque le refroidissement progresse (Figure 2.19a). Comme le 304L n'est pas soumis à de changement de phase, sa déformation reste stable une fois qu'elle a atteint son maximum (Figure 2.19b).

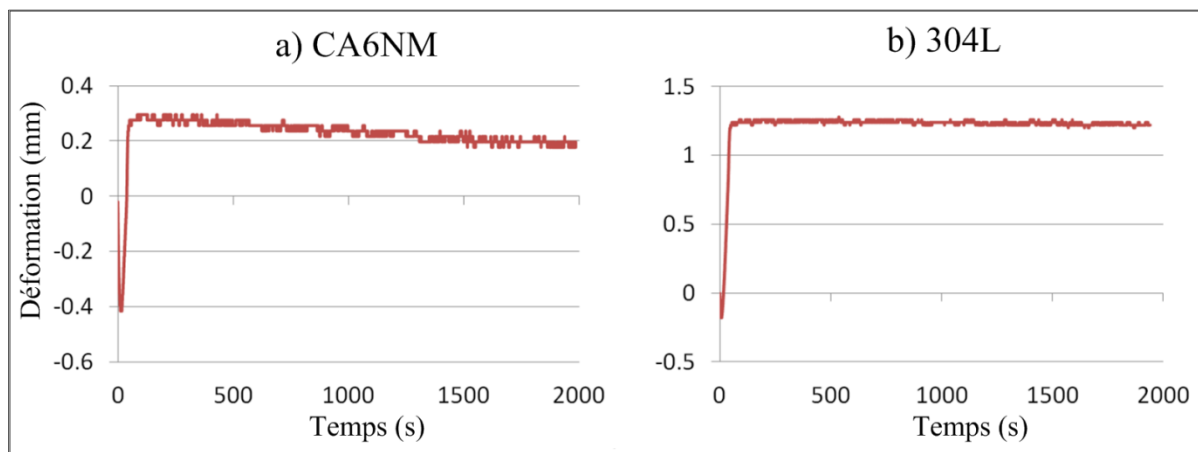


Figure 2.19 Déformations mesurées pour a) le CA6NM et b) le 304L dans des conditions de chauffe identiques $h=12.7\text{mm}$, $v=4\text{mm/s}$, $P_{O_2}=206\text{kPa}$, $P_{C_2H_2}=48\text{kPa}$

2.6.2 Induction électromagnétique

Des cycles de chauffe de 10s à 60s ont été essayés, ce qui correspond à la durée maximum pour que les condensateurs fournissent une puissance stable pour l'intensité maximale de courant. Le Tableau 2.3 montre les températures maximums moyennes atteintes aux thermocouples pour chaque durée de cycle. Pour chaque condition (thermocouple et temps de cycle), trois mesures ont été effectuées. L'écart relatif pour le thermocouple 5 ($x=0\text{mm}$) peut-être observé sur la Figure 2.20 qui montre la température maximum atteinte au thermocouple. La moyenne de dispersion pour chaque thermocouple est inférieure à 7%, excepté pour les mesures sur la plaque de 6.35mm et $T_c=20\text{s}$ qui ont donné un écart-type maximum de 25°C , ce qui signifie que les essais ont globalement une bonne répétabilité. La valeur maximum mesurée est de 600°C , par le thermocouple 5, donc à la surface inférieure en $x=0\text{mm}$, ce qui

est supérieur aux températures atteintes à l'aide du chalumeau pour la même épaisseur (cf. la Figure 2.18). La température augmente linéairement en fonction du temps de cycle pour des cycles de 10s à 60s.

Tableau 2.3 Température maximum mesurées par les thermocouples

		Th1	Th2	Th3	Th4	Th5	Th6	Th7	Th8	Th9
10mm	30s	397.1	264.0	222.8	185.8	407.7	303.7	264.8	218.8	184.3
	40s	476.3	339.8	288.3	240.4	500.6	384.6	339.5	283.2	238.5
	50s	542.5	405.2	345.6	287.6	577.7	453.5	404.2	339.2	285.3
	60s	542.5	428.1	369.5	309.2	600.0	475.6	427.8	362.7	306.4
6.35mm	10s	262	150.8	126.3	111.0	288.6	199.7	139.2	125.1	105.7
	20s	372.8	271.4	220.8	192.7	491.4	353.1	248.2	219.3	181.1
	30s	548.0	409	311.9	267.5	588.0	488.9	330.4	320.2	254.7
	40s	539.9	425.9	346.1	310.1	717	534	433	350	292

La Figure 2.21 montre des courbes de températures relevées par les thermocouples au cours de deux essais de 30s et 60s sur une plaque de 10mm d'épaisseur. Les courbes ne correspondent pas à une moyenne mais aux mesures d'un essai particulier pour chaque temps de chauffe. Chaque graphique montre les relevés pour les thermocouples situés à la même distance de l'inducteur (suivant l'axe x). Ces courbes permettent d'estimer les isothermes en un instant et constater que le gradient thermique est faible dans l'épaisseur (isothermes parallèles).

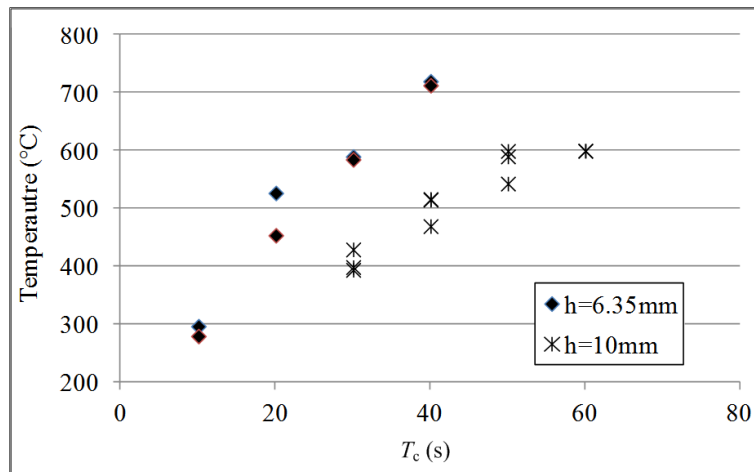


Figure 2.20 Température maximum atteinte au thermocouple Th5 en fonction de T_c , $I=740\text{A}$

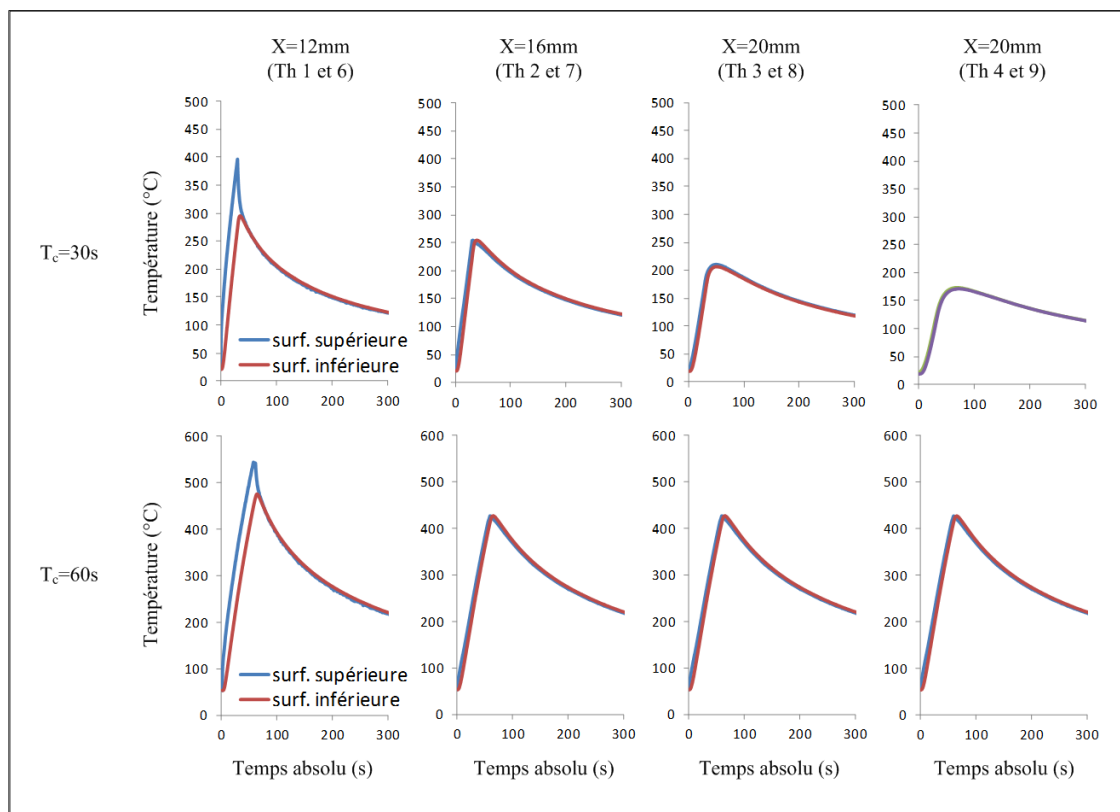


Figure 2.21. Températures mesurées à différentes distances de la ligne de chauffe
 $T_c=30\text{s}$ et 60s , $h=10\text{mm}$ $I=740\text{A}$

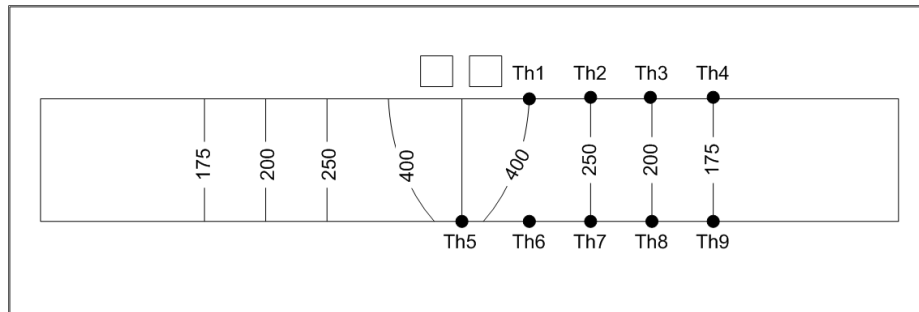
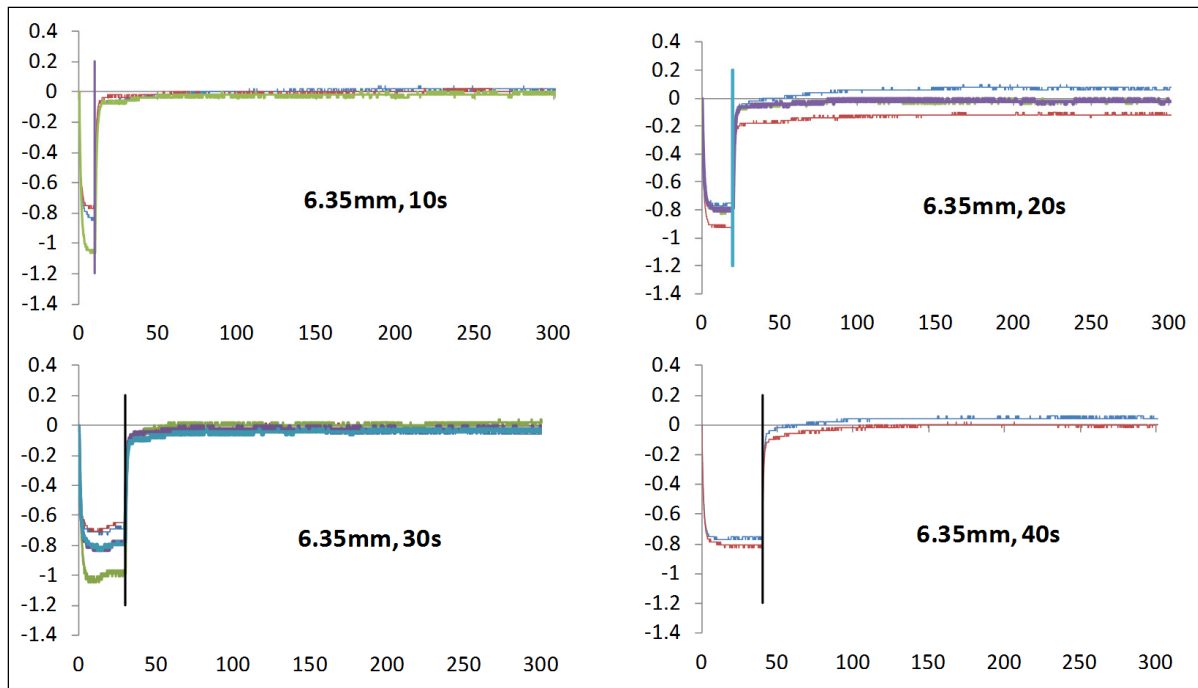
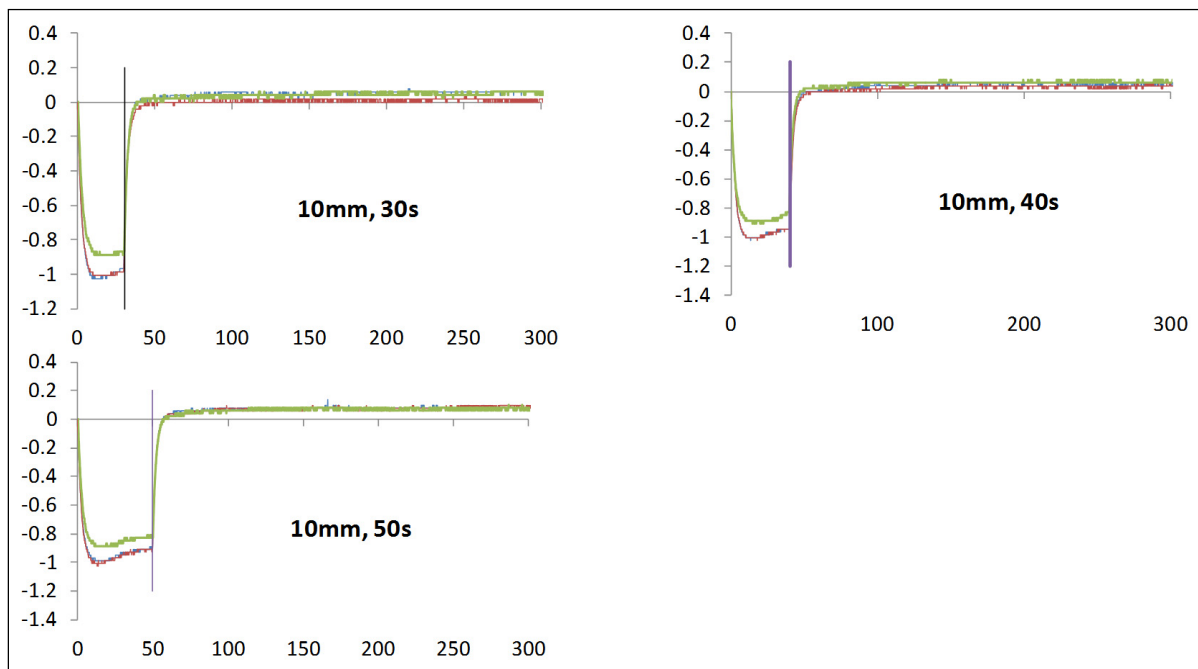


Figure 2.22 Estimation du gradient de température (°C)
 $t=30s$. $h=10mm$ $I=740A$, $T_c=30s$

Les figures (Figure 2.23 et Figure 2.24) présentent les déformations mesurées par le LVDT lors des essais. Chaque graphique correspond à plusieurs essais avec les mêmes paramètres. Les variables principales sont le temps de cycle de chauffe et l'épaisseur de la plaque. Les traits verticaux sur chaque graphique indiquent l'instant de fin de chauffage. Lors du chauffage, les échantillons se déforment négativement jusqu'à $-0.8mm$ pour l'épaisseur de $6.35mm$ et $-0.9mm$ pour l'épaisseur $10mm$. Lors du refroidissement, on obtient pour l'épaisseur $10mm$ une déformation positive maximum de $0.15mm$. Pour l'épaisseur $6.35mm$, la déformation finale présente une déformation proche de $0mm$. Les figures (Figure 2.25 et Figure 2.26) montrent les déformations moyennes en fonction du temps de cycle et de la température maximum atteinte pour $6.35mm$ et $12.7mm$ d'épaisseur. Pour $6.35mm$, on observe que l'augmentation du temps d'exposition donne une déformation qui sera plus négative en moyenne. Alors que pour l'épaisseur $10mm$, la déformation finale augmente avec l'augmentation de la chaleur introduite. L'explication est que la source de chaleur ne crée pas un gradient thermique suffisant dans l'épaisseur pour générer une déformation résiduelle importante.



**Figure 2.23 Déformations mesurées pour différents temps de cycles de chauffe
 $h=6.35\text{mm}$, $I=740\text{A}$**



**Figure 2.24. Déformations mesurées pour différents temps
de cycles de chauffe. $h=10\text{mm}$, 740A**

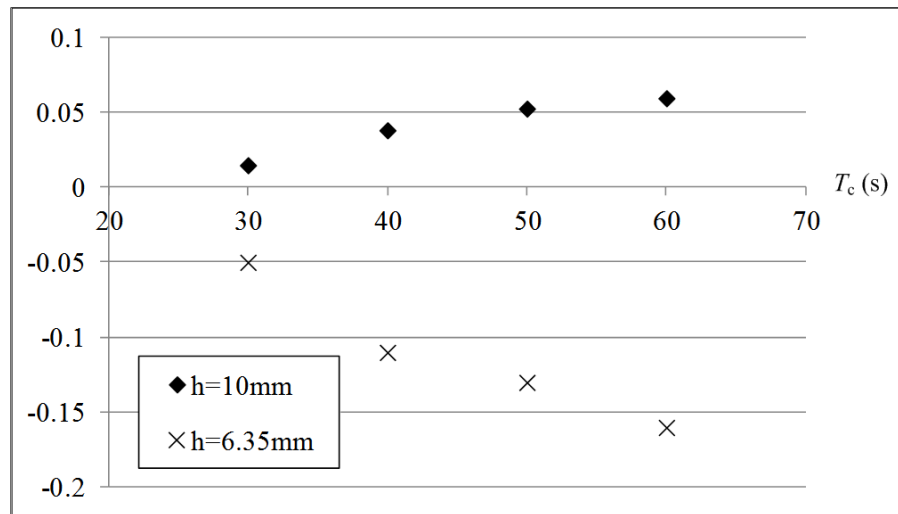


Figure 2.25 Déformations en fonction de T_c , $I=740\text{A}$

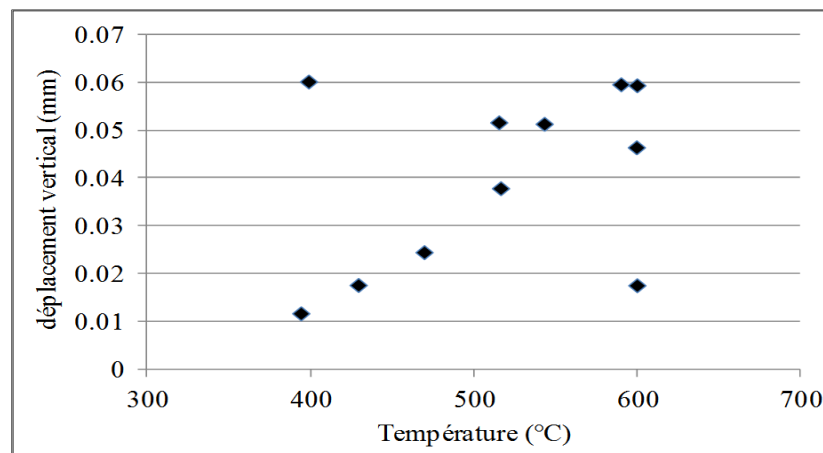


Figure 2.26 Déformations en fonction de la température maximum atteinte au thermocouple Th5, $h=10\text{mm}$, $I=740\text{A}$

2.7 Conclusions

Ces tests ont donc permis de montrer que les paramètres du procédés ont une influence sur la déformation finale, surtout dans le cas du chalumeau où les différences de déformations entre les essais sont plus grandes. Plus la température est élevée, plus la déformation est grande. Cependant, cela ne se vérifie pas dans le cas de l'induction qui elle, n'a pas permis d'obtenir de déformation résiduelle intéressante. Les figures (Figure 2.18 et Figure 2.26) montrent que malgré les températures similaires relevées à la surface inférieures, la déformation est nettement plus élevée avec le chalumeau qu'avec l'induction. L'absence de mesure à la

surface supérieure ne permet pas de comparer efficacement les deux procédés. On peut remarquer que le gradient thermique dans l'épaisseur diminue très rapidement au fur et à mesure que l'on s'éloigne de l'inducteur. Il est difficile d'extrapoler la température maximale au centre des sources thermiques qui permettrait de connaître le gradient de température dans l'épaisseur directement sous la source.

Les mesures de températures et de déformations ont une grande valeur pour la validation de la modélisation du procédé car elles permettent la calibration des modèles de sources de chauffe et du modèle de refroidissement, du modèle de matériau au point de vue thermique et mécanique.

CHAPITRE 3

MODÉLISATION DU PROCÉDÉ

Une modélisation des essais par la simulation numérique permet d'obtenir plus d'informations pour étudier les mécanismes de la déformation plus en profondeur. La simulation a également été utilisée pour simuler des sources virtuelles en mesure de former une tôle de 30mm d'épaisseur.

3.1 Présentation de SYSWELD

Les simulations numériques ont été réalisées à l'aide du logiciel de calcul par éléments finis SYSWELD de ESI Group. Le code de calcul a été développé pour répondre aux problèmes de soudage et traitements thermiques. Le code réalise un calcul transitoire thermique déterminant les températures dans le modèle à chaque instant. Ces températures servent ensuite de données d'entrée dans un calcul mécanique permettant de calculer les déformations et contraintes à partir de la dilatation thermique du matériau. Dans cette procédure, le code ne prend pas en compte l'énergie thermique de déformation dans le calcul des températures (couplage faible), mais ce n'est pas une limitation importante car il est admis que cette abstraction permet de réduire considérablement la complexité des calculs, et donc le temps de simulation, tout en ayant qu'une influence non significative sur les résultats.

3.2 Modèle des plaques

Les plaques sont modélisées par un maillage constitué d'éléments prismatiques linéaires (prismes à 8 nœuds). Des éléments 2D sur les surfaces du maillage permettent de modéliser les échanges convectifs et radiatifs. La trajectoire de la source est modélisée par des éléments 1D et guide la source de chauffe, qui est modélisée par une distribution surfacique ou volumique d'énergie thermique. La trajectoire est définie par un nœud de départ, un nœud

d'arrivée et le premier élément 1D sur lequel passe la source. Le bridage mécanique est réalisé par le blocage dans toutes les directions des nœuds à l'extrémité du modèle, mettant la plaque en porte-à-faux comme dans les expérimentations. Trois épaisseurs de plaques ont été modélisées. Les caractéristiques des modèles sont données dans le Tableau 3.1.

Tableau 3.1 Caractéristiques des maillages utilisés

Épaisseur (mm)	Longueur (mm)	Largeur (mm)	Nombre d'éléments	Nombre de nœuds
6.35	160	100	35955	31680
12.7	160	100	57771	52800
19.05	160	100	63180	55328

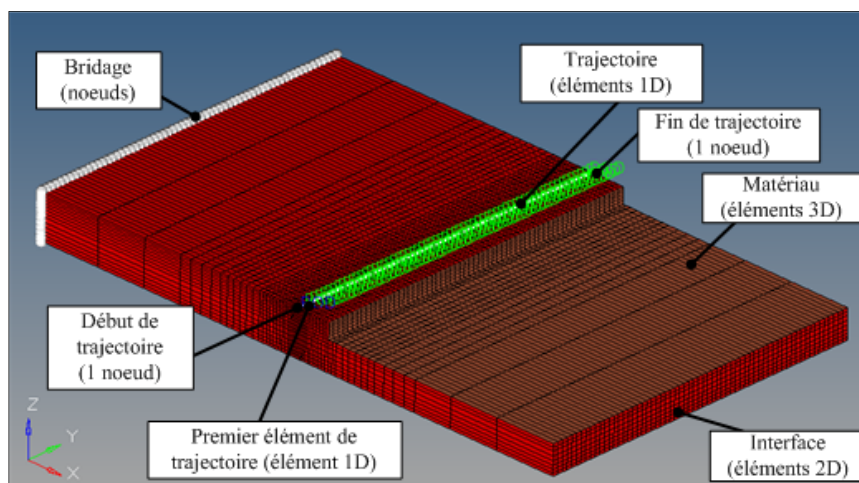


Figure 3.1 Description des composantes d'un modèle

3.3 Modèle de matériau

La précision des résultats de simulations de déformations thermiques est grandement influencée par le comportement du modèle de matériau. Dans le cas présent, il est essentiel de prendre en compte un comportement non linéaire des propriétés thermique et mécanique en fonction de la température. Le développement d'une telle base de données se déroule en deux étapes : l'obtention de données expérimentales, puis une calibration dans SYSWELD.

Ce processus n'était pas réalisable dans le temps imparti pour le projet. Nous avons donc choisi d'utiliser une base de données matériaux fournies par SYSWELD. Cette base comporte l'avantage d'avoir été éprouvées par l'expérience de l'éditeur du logiciel. La base de données de *W-X5CRNI1810* fournie dans SYSWELD est suggérée pour le comportement de l'acier 304L. Il faut être conscient que cette base de données ne correspondra jamais exactement au matériau réellement testé et sera une source d'erreur principale dans le travail de simulation présenté dans ce mémoire.

La figure 3.2 présente la variation en fonction de la température des propriétés du matériau tels que la chaleur spécifique C_p , la conductivité thermique k , la densité du matériau ρ , la limite élastique σ_y , le module d'élasticité et le coefficient de dilatation thermique α_{th} .

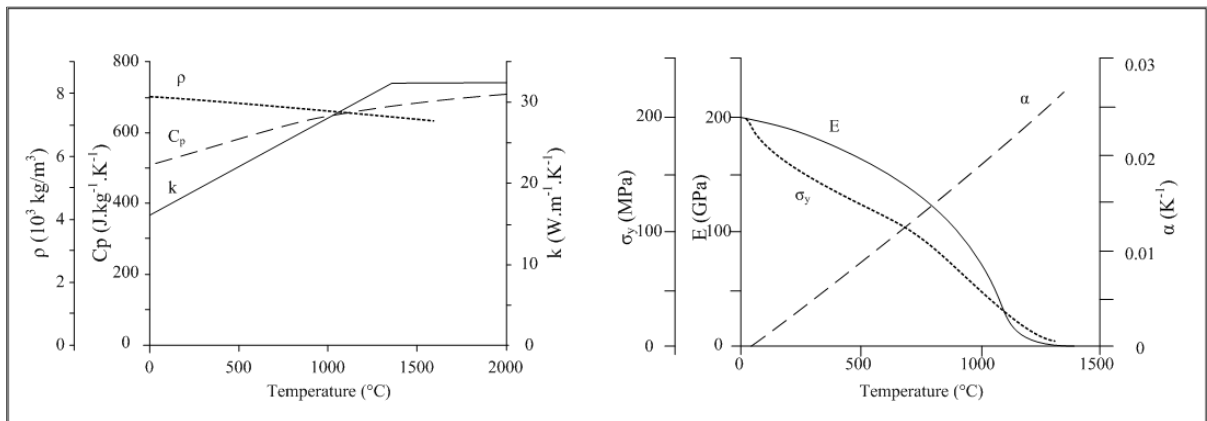


Figure 3.2 Propriétés thermiques et mécaniques du matériau utilisé

3.3.1 Historique des déformations plastiques

Tant que le matériau reste à l'état solide, la cohésion de celui-ci est responsable des déformations et contraintes. Lorsqu'il passe à l'état liquide, les atomes se placent librement sans créer de contrainte sur les voisins. Pour modéliser ce comportement, une température de fusion est introduite et le code procède à une annulation de l'historique des déformations plastiques lorsque le matériau dépasse cette température.

3.4 Conditions aux limites

3.4.1 Modélisation des échanges thermiques

Les échanges thermiques de convection et radiation à la surface sont pris en compte. Un flux thermique constants de 15 W/m^2 est utilisé pour modéliser les échanges convectifs. Un flux dépendant de la température à la surface permet de modéliser le flux de chaleur radiatif. Celui-ci est calculé à l'aide de la fonction définie dans l'équation (3.1)

$$f(T) = 5.67 \cdot 10^{-8} \cdot e \cdot (T + T_0)(T^2 + T_0^2) \quad (3.1)$$

où T est la température à l'interface, e l'émissivité du matériau dont la valeur a été fixée à 0.8, et T_0 la température ambiante. Le flux total est calculé en additionnant les flux convectifs et radiatifs.

3.4.2 Modélisation du bridage mécanique

Le bridage en porte-à-faux est modélisé par un blocage dans les trois directions de l'espace des nœuds à une extrémité du modèle (cf. la Figure 3.1)).

3.5 Définition de la source thermique

3.5.1 La flamme oxyacétylénique

Le procédé de chauffage au chalumeau dont la flamme est issue de la combustion d'oxygène et de propane ou acétylène est efficacement modélisé par une source surfacique avec une distribution gaussienne (Hemmati et Shin, 2007; Seong et al., 2010). La distribution de l'énergie (W/mm^2) est donnée par la formule (3.2) (Goldak, 1984):

$$q(r) = \frac{3Q}{\pi R^2} e^{-3(r/R)^2} \quad (3.2)$$

Le paramètre Q (W) est la puissance totale absorbée par la plaque, correspondant au produit de la puissance totale théorique par le coefficient d'efficacité. Le flux varie de $q(0)$ (intensité

maximum) à $q(R)$ avec $q(R) = 0.05 \times q(0)$. Pour des valeurs de r supérieures à R , le flux est nul. La Figure 3.3) illustre les paramètres que l'on retrouve dans la formule (9.2).

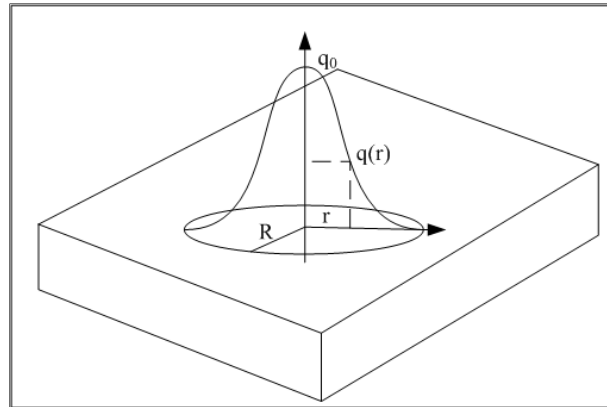


Figure 3.3 paramètres de définition de la source gaussienne conique

3.5.2 Modélisation de l'induction

Un modèle pour l'induction a été proposé. Il consiste en l'application d'un flux thermique constant sur une zone assumée de couplage électromagnétique. Malgré le fait que les champs électromagnétiques pénètrent le matériau, et donc que la chaleur soit générée dans un volume, la zone a été définie comme étant surfacique en première approximation, selon le principe décrit à la Figure 3.4). Sa largeur a été estimée en se basant sur des observations faites lors des essais puis ajustée avec la valeur du flux pour se rapprocher des températures mesurées (cf. la Figure 3.5)).

La programmation du cycle de chauffe est faite telle que la puissance doit atteindre sa valeur maximale instantanément. Celle-ci est en réalité atteinte en 10s environ. Le profil de la montée en puissance de la machine a pu être enregistré à l'aide du logiciel *eView* et est représenté dans la Figure 3.6). Le fait d'avoir pu obtenir des données précises sur la valeur de la puissance au cours du temps est intéressant car il est facile d'imaginer que cela peut avoir une influence sur la température du matériau. Dans Sysweld, les sources thermiques ont été programmées pour suivre le même profil de montée en puissance que l'inducteur.

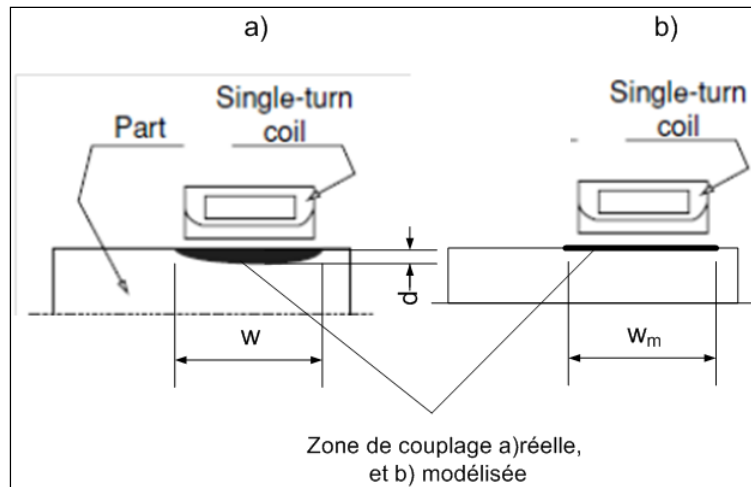


Figure 3.4 Distribution de puissance lors du chauffage par induction a)réel et b)modèle
Tirée de (Totten, 2006)

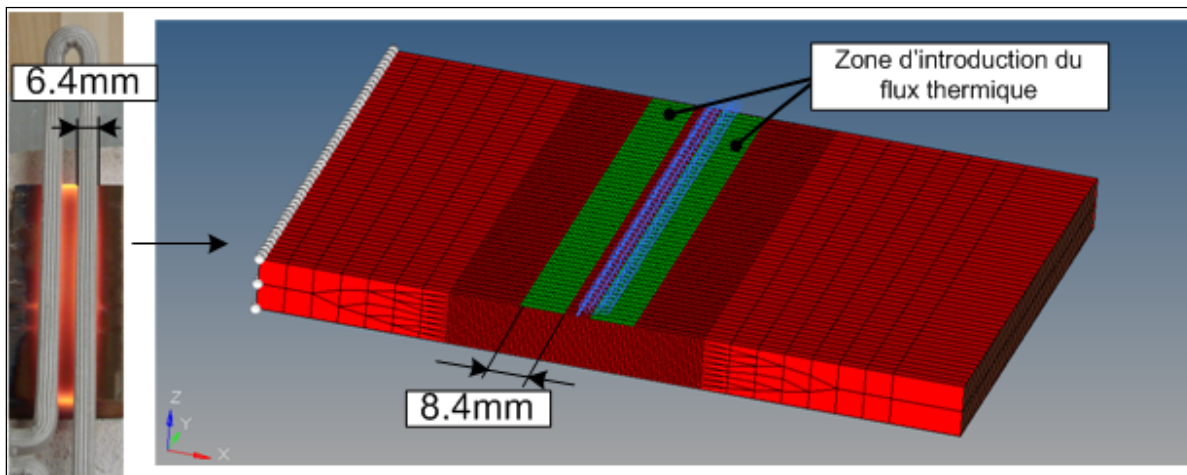


Figure 3.5 Maillage du modèle pour la simulation de l'induction représentant également la zone assumée de couple électromagnétique

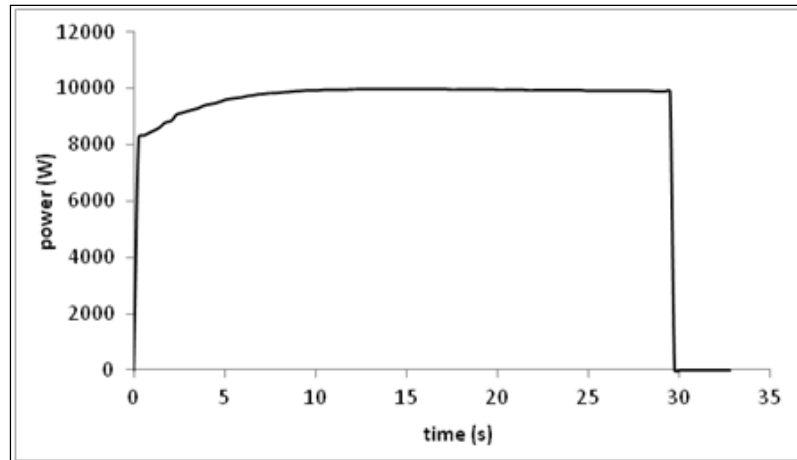


Figure 3.6 Profil de puissance de la source d'induction
 $I=740A$, $T_c=30s$

3.6 Résultats de simulation

3.6.1 Simulation de la flamme oxyacétylénique

En premier lieu, il a été nécessaire de calibrer les sources de chauffe en effectuant des simulations thermiques. En faisant varier les paramètres de la source de chauffe, et en comparant des courbes de températures simulées avec celles mesurées il est possible de converger vers des résultats très proches des résultats expérimentaux. Compte tenu des dispersions sur les températures lors des essais pour des même conditions de chauffe, il n'est pas possible de réaliser une moyenne entre les essais. Ainsi, une source a été calibrée pour une épaisseur à partir des données recueillies pour un essai particulier. Dans ce cas, les paramètres de puissance totale et de rayon effectif de la source sont les variables à ajuster. La source ainsi calibrée a une puissance effective totale de 2400W et un rayon effectif de 30 mm. Une autre simulation a été faite ensuite avec l'autre épaisseur. L'étape suivante est d'effectuer la simulation mécanique. En comparant la courbe de déplacement vertical du nœud correspondant au LVDT avec les mesures expérimentales, il est possible de valider la bonne modélisation du procédé. La Figure 3.7) montre un exemple de calibration d'une source gaussienne surfacique pour se rapprocher des courbes de température mesurées pour une passe sur une épaisseur de 12.7mm à une vitesse de 4mm/s. On note que les courbes de

refroidissement s'ajustent très bien. Cela veut dire que les échanges thermiques à l'interface sont bien modélisés. Pour qualifier quantitativement la calibration, une comparaison des températures maximales atteintes à chaque position, le Tableau 3.2 donne des résultats de cette comparaison avec la flamme pour 6.35mm, 12.7mm, 19.05mm. Les écarts relatifs sur les températures sont inférieurs à 10% dans la majorité des cas et l'écart relatif sur la déformation finale maximum est de 25%, ce qui paraît beaucoup mais le comportement global de la plaque durant le cycle est cependant comparable entre la simulation et l'expérimentation.

Tableau 3.2 Comparaison des températures maximales atteintes et des déformations entre les résultats mesurés et simulés pour des épaisseurs de 6.35mm et 12.7mm

	Th x=0mm	Th x=12mm	Th x=16mm	Th x=20mm	Th x=24mm	LVDT
	6.35mm					
mesurées	541	354	314	250	215	1.76
simulées	543	405	322	257	201	1.55
écart relatif (%)	0.37	14.41	2.55	2.80	-6.51	-11.93
	12.7mm					
mesurées	293.2	232.9	200.3	170.6	141.8	0.75
simulées	293.8	242.4	211.7	181.9	156.8	0.94
écart relatif (%)	0.20	4.08	5.69	6.62	10.58	25.33

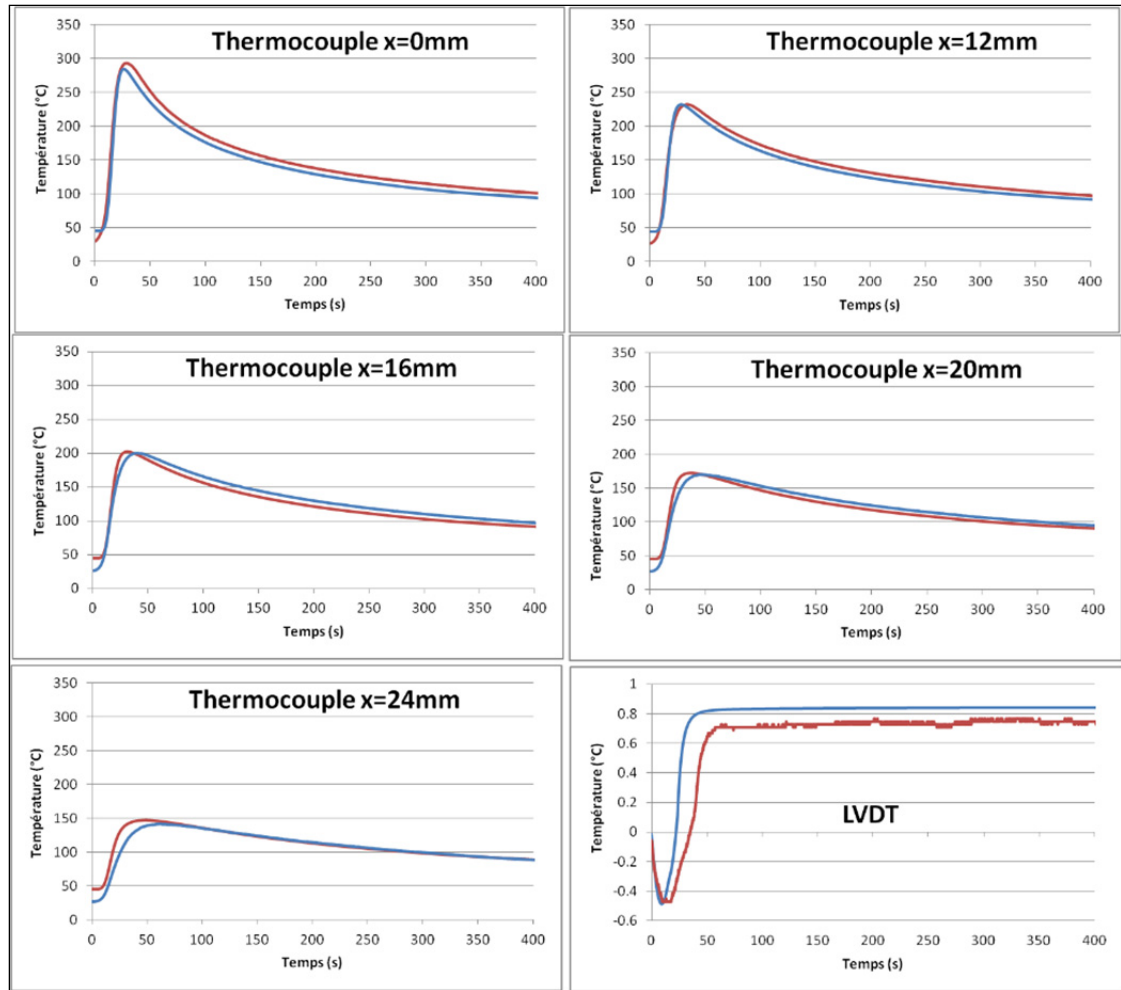


Figure 3.7 Courbes de température et déformation mesurées (rouge) et simulées (bleu) Source expérimentale : chalumeau, $v=4\text{mm/s}$, $P_{O_2}=206\text{kPa}$, $P_{C_2H_2}=48\text{kPa}$
source simulée : gaussienne surfacique, $Q=2400\text{W}$, $v=4\text{mm/s}$, $h=12.7\text{mm}$

3.6.2 Simulation de l'induction

Pour les essais d'induction, la méthode a été la même, si ce n'est que les variables de la source ont été la largeur de la zone de couplage et la valeur du flux thermique. Une largeur de 8.4mm et un flux de 1.4W/mm^2 ont permis de s'ajuster le mieux aux mesures de température (cf. la Figure 3.8)). Les simulations de déformations donnent des résultats à la performance variable. Comme le montre la Figure 3.9, plus le cycle de chauffe est long, plus l'erreur de prédiction de déplacement est grande.

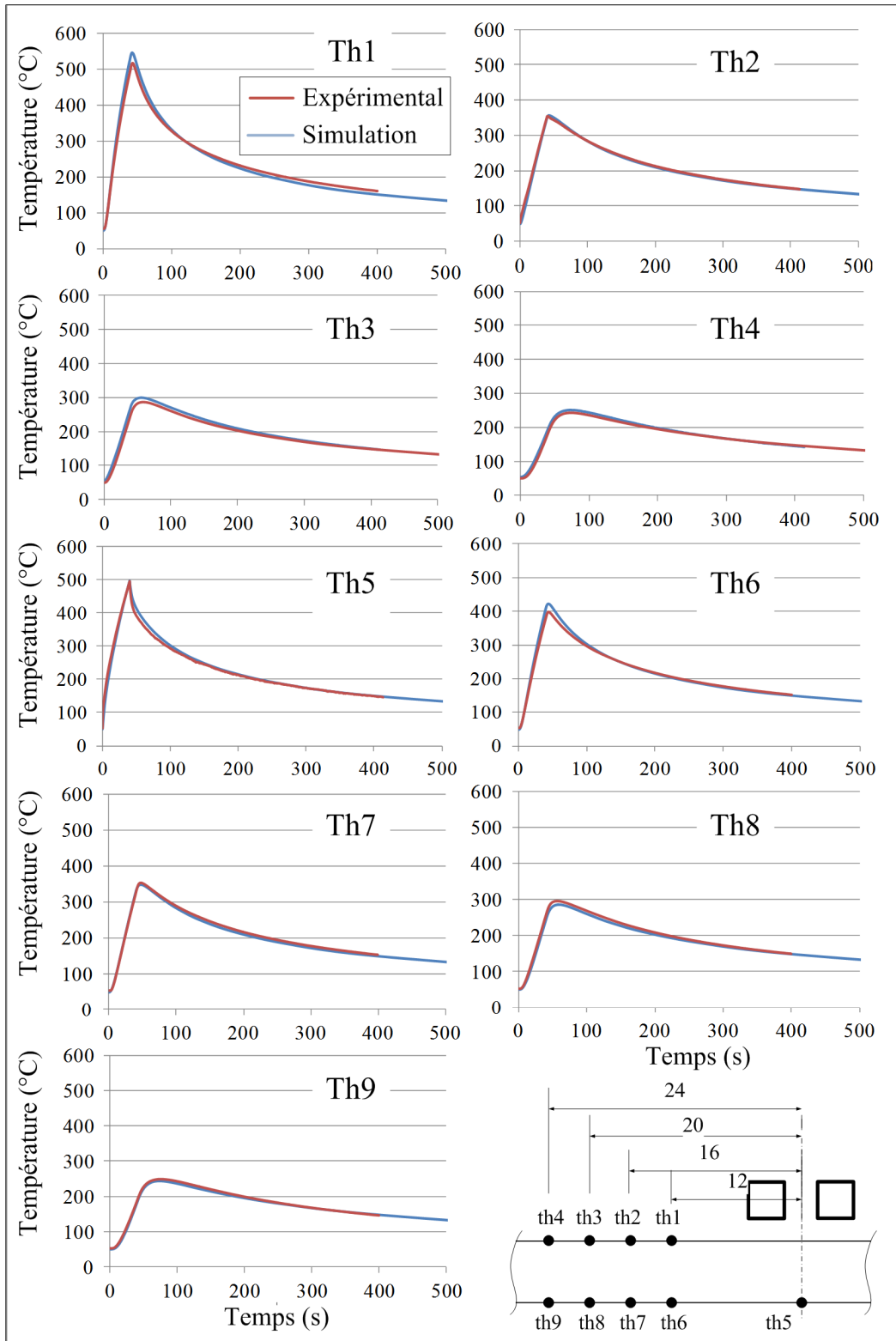


Figure 3.8 Calibration d'une source d'induction, $I=740\text{A}$, $T_c=40\text{s}$, $h=10\text{mm}$

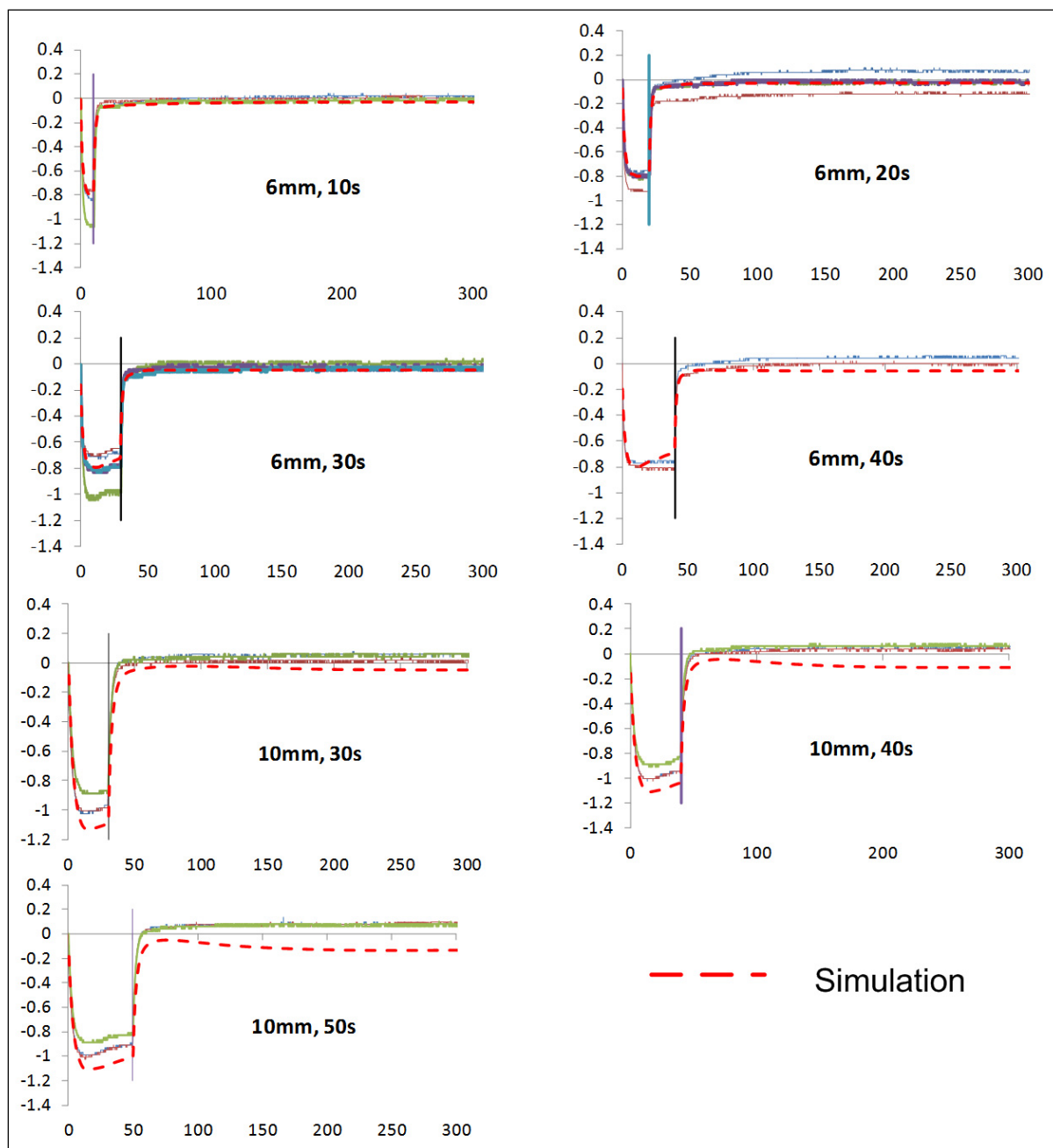
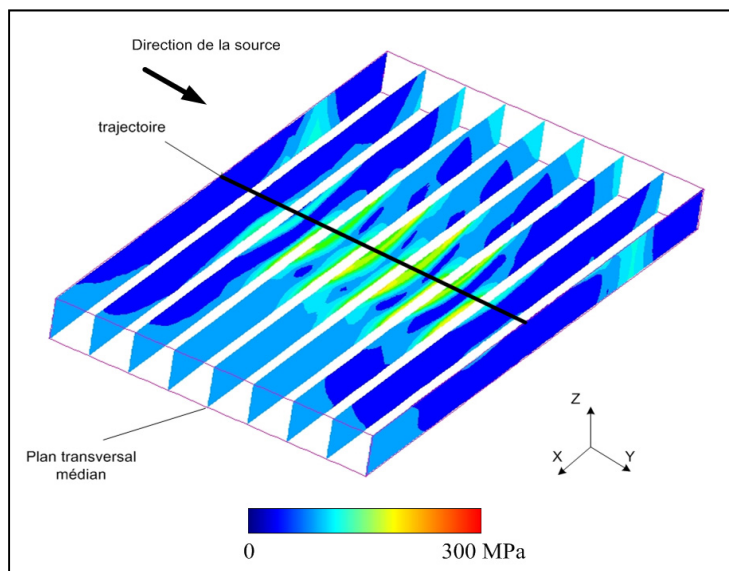


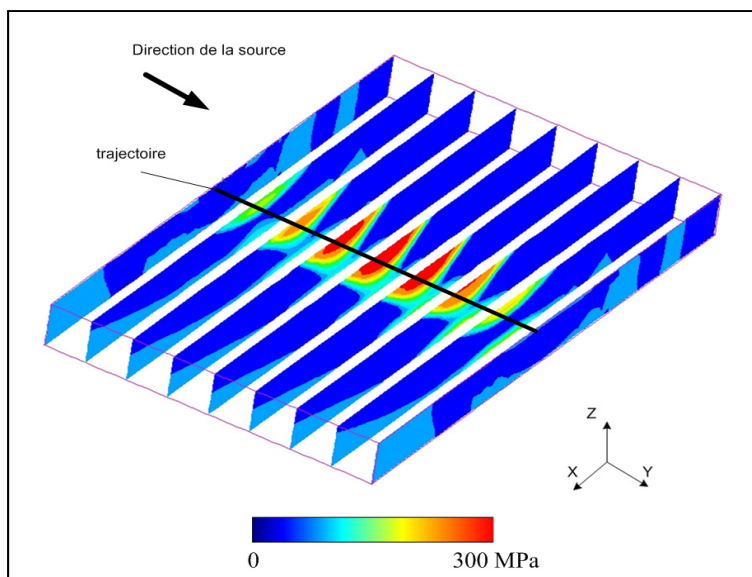
Figure 3.9 Mesures de déformations et comparaison avec la simulation pour l'induction, $I=740A$

3.7 Analyse des contraintes

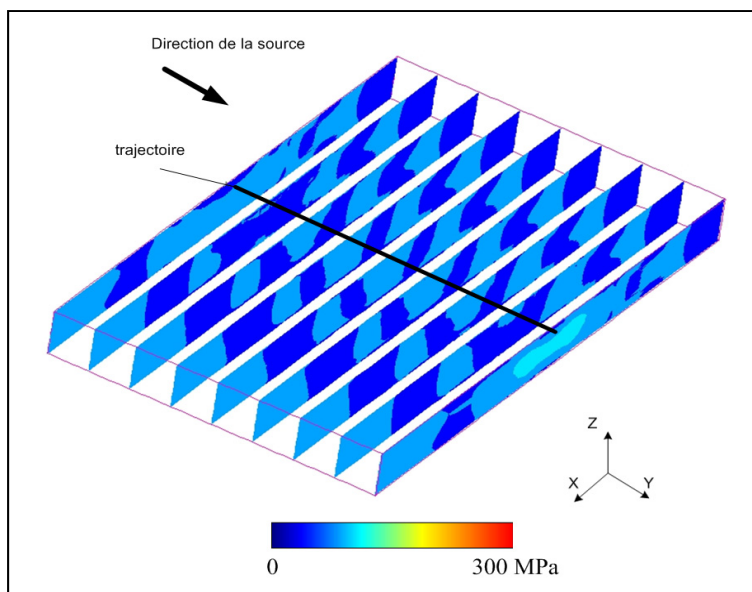
Comme il a été vu précédemment, ce sont les contraintes résiduelles qui sont responsables de la déformation. C'est ici que la simulation présente un intérêt considérable : comme la modélisation du procédé avec SYSWELD donne globalement une bonne corrélation avec l'expérimentation sur la température et les déplacements, il est possible d'analyser les contraintes pour les différents scénarios expérimentés puis d'extrapoler en simulant de nouvelles conditions de formage par ligne de chauffe. Les Figure 3.10, Figure 3.11 et Figure 3.12 représentent l'état de contrainte dans les trois directions de l'espace pour une plaque d'épaisseur 12.7mm à l'issue d'une passe de chauffe après refroidissement ($t=600s$). On observe tout d'abord que les contraintes ne sont pas homogènes le long de la trajectoire. Ceci est dû à l'effet des bords sur le procédé. Cet effet aurait pu être problématique si les essais et simulations avaient été effectués sur des plaques de largeur différentes, cependant ce n'est pas le cas dans cette étude, toutes les plaques mesurent 95mm de large. Les contraintes σ_{yy} participent à la déformation longitudinale et les contraintes σ_{xx} aux déformations transversales. Ce sont les contraintes qui sont les plus intéressantes à étudier ici.



**Figure 3.10 Contraintes de tension σ_{xx} pour une passe de la flamme sur une plaque $h=12.7mm$ à $t=600s$
 $Q=2400W$, $R=30mm$, $v=4mm/s$**



**Figure 3.11 Contraintes de tension σ_{yy} pour une passe de la flamme sur une plaque $h=12.7\text{mm}$ à $t=600\text{s}$
 $Q=2400\text{W}$, $R=30\text{mm}$, $v=4\text{mm/s}$**



**Figure 3.12 Contraintes de tension σ_{zz} pour une passe de la flamme sur une plaque $h=12.7\text{mm}$ à $t=600\text{s}$
 $Q=2400\text{W}$, $R=30\text{mm}$, $v=4\text{mm/s}$**

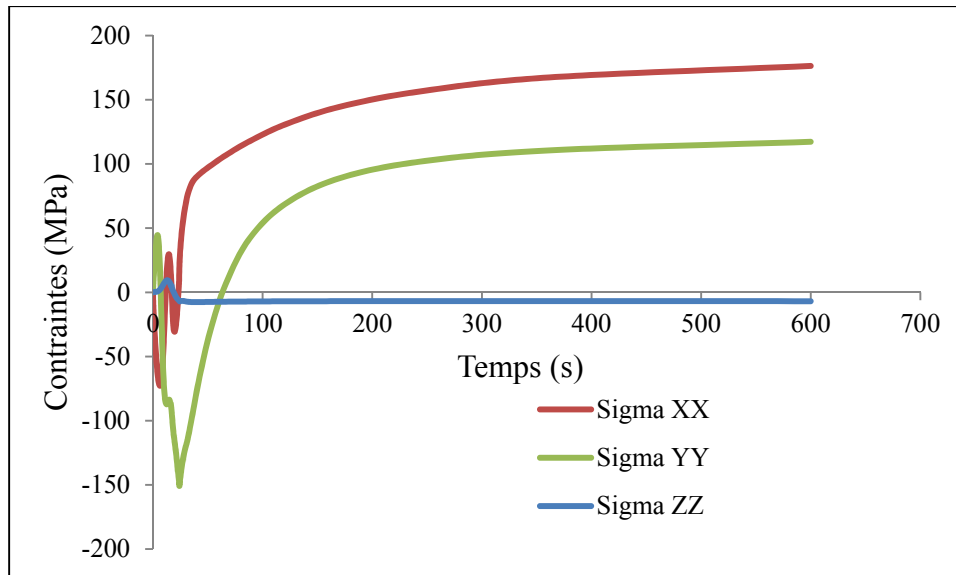


Figure 3.13 Évolution des contraintes au dessous de la plaque
 $h=12.7\text{mm}$ à $t=600\text{s}$, $Q=2400\text{W}$, $R=30\text{mm}$, $v=4\text{mm/s}$

La Figure 3.14 présente les contraintes σ_{xx} ainsi que les profils de température pour des plaques de 6.35mm et 12.7mm d'épaisseur où les mêmes conditions de chauffe ont été utilisées. La déformation finale de la plaque de 6.35mm est 60% plus importante. Les profils de contraintes semblent être différents car sur la plaque de 12.7mm, on distingue deux zones de concentration des contraintes, une dans la partie supérieure de l'épaisseur et une autre dans la partie inférieure. L'hypothèse est que dans la partie supérieure, ce sont les tensions issues de la contraction au refroidissement des déformations plastiques thermiques faisant fléchir la plaque, et dans la partie inférieure de l'épaisseur, ce sont les tensions issues de la flexion locale de la plaque.

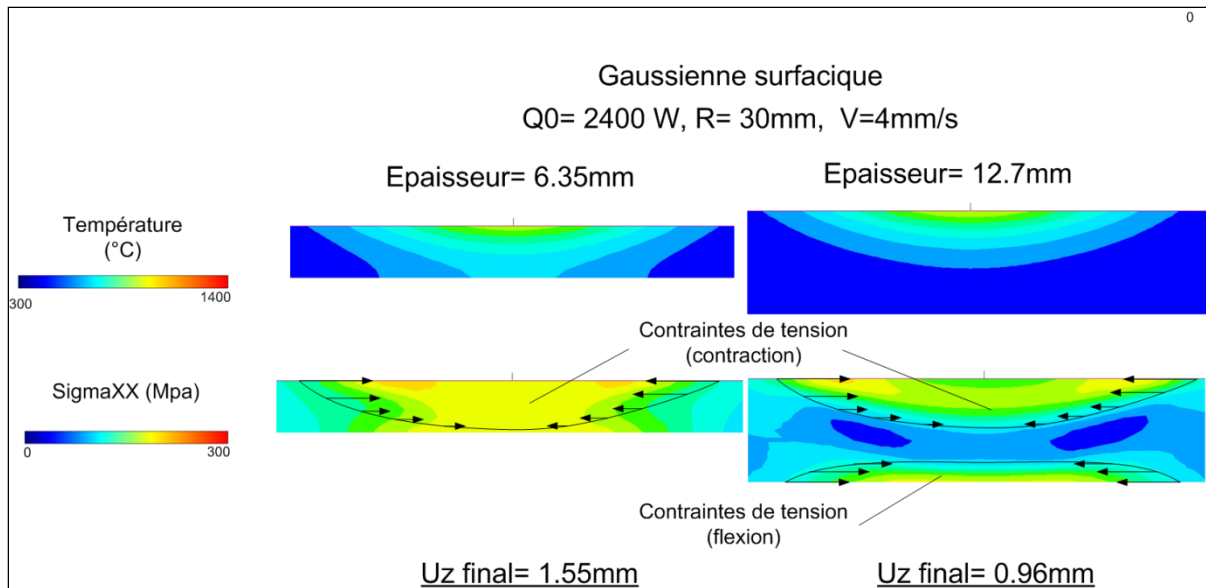
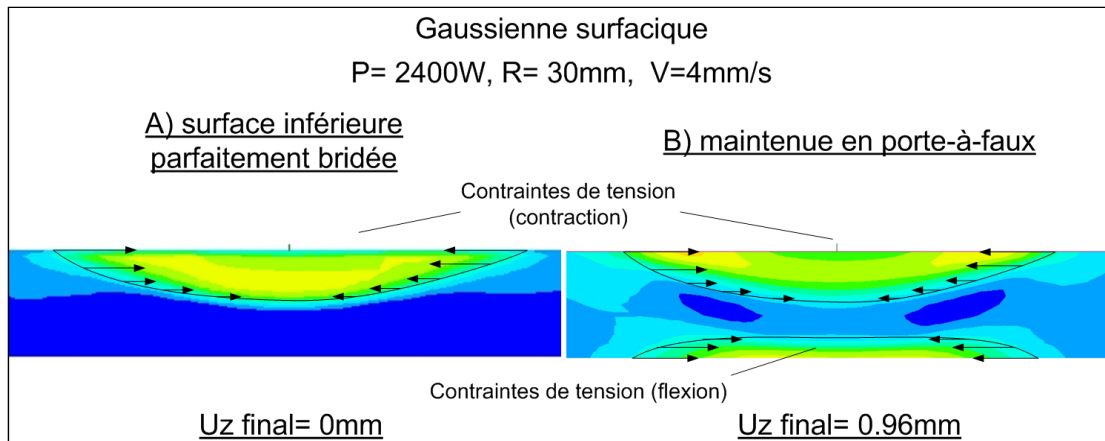


Figure 3.14 Températures à $t=18.75\text{s}$ et contraintes σ_{xx} obtenues par simulation du passage de la flamme sur des plaques de 6.35mm et 12.7mm d'épaisseurs

Pour vérifier ce postulat, une simulation a été effectuée dans laquelle la surface inférieure de la plaque est parfaitement bridée. Les déplacements des nœuds sont alors bloqués dans toutes les directions. L'objectif est d'observer les contraintes résiduelles uniquement créées par la source thermique. La Figure 3.15 présente les contraintes résiduelles de tension dans la section transversale médiane, dans le cas où la pièce est parfaitement bridée et dans le cas où elle est maintenue en porte-à-faux. Les contraintes résiduelles de tension dans la partie supérieure sont sensiblement identiques même si elles sont légèrement supérieures dans le cas du bridage parfait. Ceci s'explique par le fait que la déformation de la plaque dans l'autre cas permet de relaxer les contraintes.

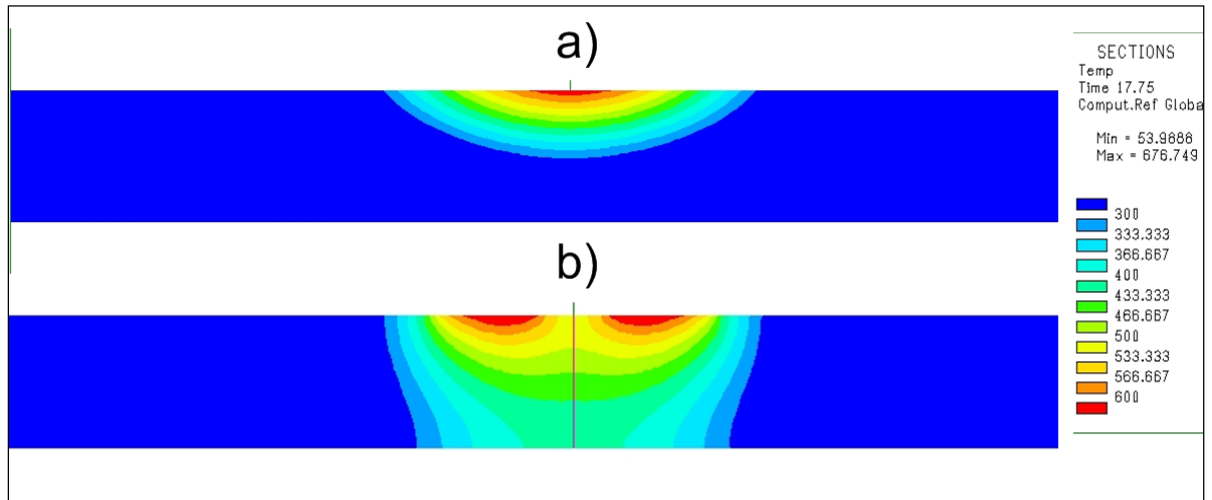


**Figure 3.15 Profil de contraintes résiduelles de tension (σ_{xx})
dans les mêmes conditions de chauffe et deux bridages différents**

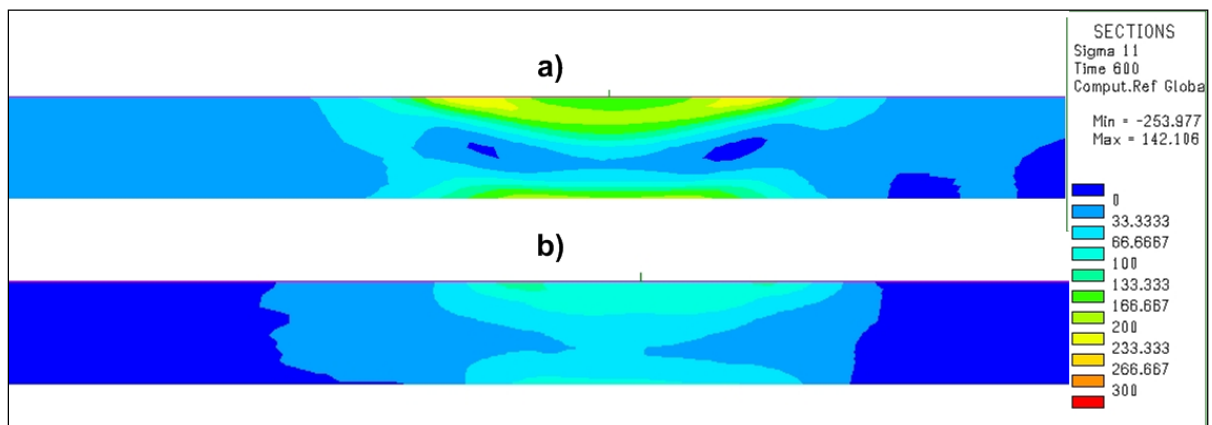
Sur la plaque de 6.35mm d'épaisseur, la pénétration des contraintes de contraction est suffisante pour ne pas avoir de contraintes de tension issues de la flexion de la plaque. La déformation finale de la plaque, caractérisée par U_z , de 6.35mm est 60% plus importante. Les zones de tensions semblent avoir sensiblement les même dimensions dans les deux cas donc la proportion de contraintes de tensions σ_{xx} dans l'épaisseur est plus importante dans le cas de la plaque de 6.35mm. Ceci s'explique par les profils de température identiques.

Les figure (Figure 3.16 et Figure 3.17) montrent les profils de température et de contraintes résiduelles (σ_{xx}) pour deux simulations : une simulation du chalumeau à l'aide d'une source gaussienne surfacique de puissance 2400W avec une vitesse d'avance de 4mm/s, et une simulation de l'induction à l'aide d'un flux thermique réparti d'une puissance totale de 2000W avec un temps exposition de 30s. L'épaisseur du matériau est de 12.7mm. Les puissances correspondent aux sources virtuelles calibrées à partir des résultats expérimentaux. Il est intéressant de noter que dans les deux cas, l'énergie linéaire introduite est la même soit 600kJ/m. Les résultats mécaniques de simulation montrent que le déplacement U_z en bout de plaque est de 0.95mm pour la flamme et de 0.05mm dans le cas de l'induction. Ces mêmes figures permettent d'observer que le gradient de température dans l'épaisseur est très faible pour l'induction en comparaison avec la flamme. La figure (Figure 3.17) présente, pour ces même simulations, les contraintes σ_{xx} à un instant éloigné de la fin

du cycle de chauffe ($t=600s$). Ce sont les contraintes qui génèrent la déformation de la plaque. Les contraintes résiduelles sont très faibles dans le cas de l'induction.



**Figure 3.16 Coupe transversales des isothermes pour
a) la flamme et b) l'induction (temps de cycle 30s)**



**Figure 3.17 Section transversale représentant l'état de contrainte (MPa) de la plaque
dans la direction normale à la trajectoire (σ_{xx}) pour a) la flamme et b) l'induction**

CHAPITRE 4

SIMULATIONS DE SOURCES VIRTUELLES

Les expérimentations et simulations précédentes ont permis de montrer le principal mécanisme mis en jeu dans le formage par ligne de chauffe, à savoir la création d'un fort gradient thermique dans l'épaisseur avec des isothermes les moins parallèles possibles dans la section transversale. Ce travail a également permis de montrer la validité de la simulation. A partir des observations précédentes, il est déjà assuré que les déformations d'une plaque plus épaisse, par exemple 30mm ne seront pas facilement obtenues avec les moyens utilisés. L'objectif est ici d'utiliser l'outil de simulation pour essayer d'obtenir des déformations comparables à, par exemple, une plaque de 6.35mm d'épaisseur. Pour cela, des sources thermiques virtuelles appropriées seront utilisées. Des sources gaussiennes surfaciques, puis des sources de distribution volumique de chaleur seront utilisées.

4.1 Sources gaussiennes surfaciques

Les sources gaussiennes permettent de modéliser adéquatement une flamme oxyacétylénique ou bien le laser en mode conduction. Ce modèle est le plus fréquemment utilisé en FLC. La formulation de l'apport d'énergie permet de simuler en utilisant trois variables : le diamètre, la puissance et la vitesse de la source. Des simulations paramétriques sont présentées ci après. L'équation définissant ce type de source se retrouve au paragraphe 3.5.

4.2 Distribution volumique

Comme il a été vu précédemment, lorsque l'épaisseur augmente, les sources surfaciques deviennent en réalité limitées pour obtenir des déformations intéressantes, car il est nécessaire d'avoir une source de chauffe dont les paramètres créent une zone fondue conséquente. Des sources de chaleur comme l'induction peuvent être modélisée par des

distributions volumiques de chaleur dans le matériau, c'est-à-dire que la chaleur n'est plus introduite uniquement à la surface mais dans un volume (i.e. le matériau). Dans SYSWELD, plusieurs formulations sont programmées. Les simulations ont été effectuées sur des modèles de plaque d'acier de 30mm d'épaisseur.

La source utilisée est une gaussienne sphérique, il s'agit d'un cas particulier de la gaussienne double-ellipsoïde présentée ci-après. La distribution gaussienne double-ellipsoïde (cf. figure 4.1) a été proposée par John Goldak (Goldak, 1984) pour se rapprocher plus adéquatement des sources de soudage à l'arc, laser et faisceau d'électron. Cette source présente un profil de zone fondu qu'il n'est pas possible de retrouver avec une source surfacique. Ceci permet de simuler une forte pénétration créée par un effet de *keyhole* par exemple. La distribution de chaleur est donnée par les équations (4.1) et (4.2) :

$$q_f(x, z, \xi) = \frac{6\sqrt{3}Q}{BCA_f\pi\sqrt{\pi}} e^{-3x^2/B^2} e^{-3z^2/C^2} e^{-3\xi^2/A_f^2} \quad (4.1)$$

$$q_r(x, z, \xi) = \frac{6\sqrt{3}Q}{BCA_r\pi\sqrt{\pi}} e^{-3x^2/B^2} e^{-3z^2/C^2} e^{-3\xi^2/A_r^2} \quad (4.2)$$

où les paramètres géométriques de la source B , C , A_r , A_f sont présentés dans la figure (Figure 4.1), q_f est la distribution à l'avant de la source et q_r est la distribution à l'arrière de la source, ξ est la coordonnées suivant la direction y dans le référentiel de la source qui a pour origine O_s tel que défini dans la figure (Figure 4.2). Pour ramener la définition dans le référentiel de la plaque, d'origine O , il faut procéder au changement de coordonnées de l'équation (4.2) :

$$y = v.t - \xi \quad (4.3)$$

Pour favoriser une réduction du nombre de variables, comme il a été dit plus haut, un cas particulier de source double-ellipsoïde a été utilisé où les paramètres A_f , A_r , B et C sont égaux et réunis sous le paramètre R , ce qui permet de réduire le nombre de variables. Ceci se traduit

par une distribution sphérique de la source de chaleur. L'équation peut alors s'écrire sous la forme :

$$q(x, z, \xi) = \frac{6\sqrt{3}Q}{R^3 \pi \sqrt{\pi}} e^{-3x^2/R^2} e^{-3z^2/R^2} e^{-3\xi^2/R^2} \quad (4.4)$$

où Q est l'énergie totale (W), R est le rayon caractéristique de la sphère (mm) et $q(x, z, \xi)$ est la distribution d'énergie (W/mm^3) dans le référentiel de la source.

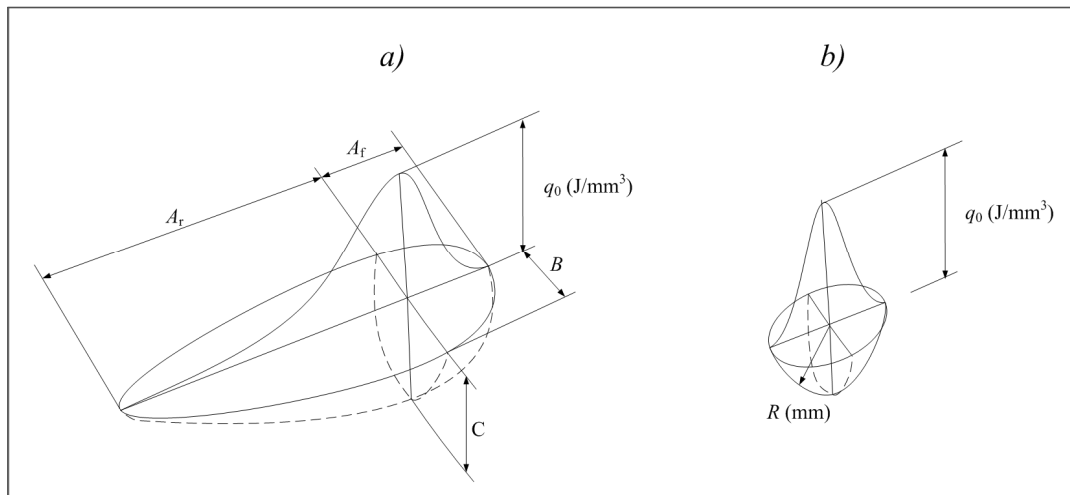


Figure 4.1 Source a) double-ellipsoïde et b) sphérique

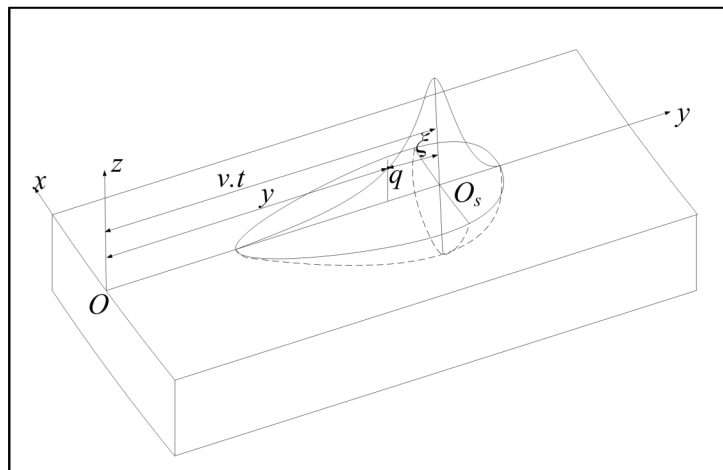


Figure 4.2. Système de coordonnées utilisé dans la définition de la source double-ellipsoïde

4.3 Simulations à énergie linéaire constante

En formage par ligne de chauffe, la source est souvent définie par l'énergie linéaire qu'elle introduit dans le matériau, c'est-à-dire l'énergie par unité de longueur. Cette grandeur est calculée en faisant le rapport entre la puissance P et la vitesse V de la source. Cependant, il est intéressant de vérifier que des combinaisons différentes de P et V donnant la même énergie linéaire n'influenceront pas les résultats de la simulation. D'autre part, le rayon de la source n'est pas pris en compte dans cette définition même si ce paramètre peut présenter une importance non négligeable. Pour vérifier l'influence de ces paramètres, les sources surfaciques et volumiques ont été simulées à énergie linéaire constante. Des plaques de 12.7mm et 30mm d'épaisseur ont été modélisées. Les paramètres de simulations sont donnés dans le Tableau 4.1. La grandeur mesurée est le déplacement vertical de la plaque à 80mm de la ligne de chauffe tel que défini dans les essais expérimentaux à la section 2.5.2. Il est important de rappeler ici que pour conserver une énergie linéaire constante, plus la vitesse augmente plus la puissance de la source doit augmenter. Les résultats montrent une forte dépendance entre la déformation et la combinaison de puissance et vitesse. La courbe prend cependant une allure asymptotique lorsque la puissance augmente.

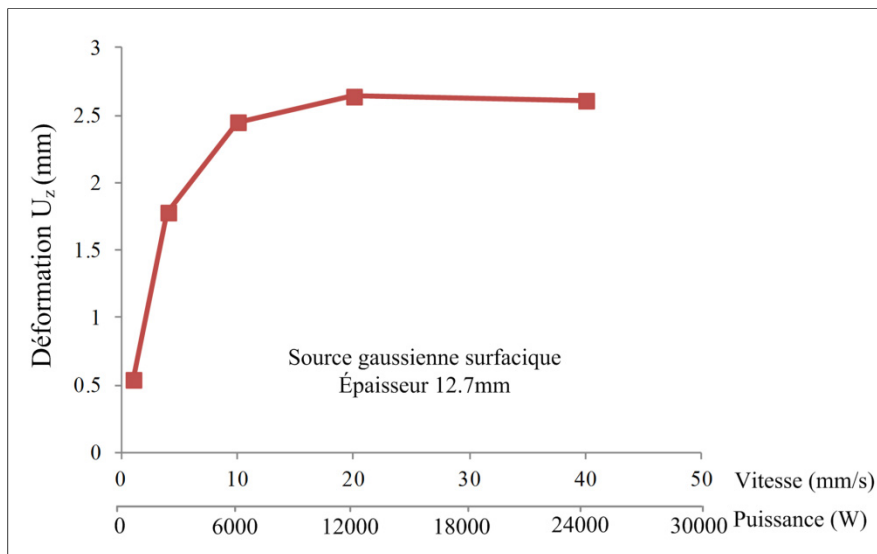
Tableau 4.1 Paramètres de simulations

#	Type de source	Épaisseur plaque	vitesse	puissance	Rayon de la source	Énergie linéaire
		mm	mm/s	W	mm	J/mm
1	surfactive	12	1	600	20	600
2	surfactive	12	4	2400	20	600
3	surfactive	12	10	6000	20	600
4	surfactive	12	20	12000	20	600
5	surfactive	12	40	24000	20	600
6	surfactive	12	80	48000	20	600
8	surfactive	12	4	2400	1	600
9	surfactive	12	4	2400	5	600
10	surfactive	12	4	2400	10	600
11	surfactive	12	4	2400	30	600
12	surfactive	30	4	2400	1	600
13	surfactive	30	4	2400	5	600
14	surfactive	30	4	2400	10	600
15	surfactive	30	4	2400	20	600
16	surfactive	30	4	2400	30	600
17	surfactive	30	10	6000	20	600
18	surfactive	30	20	12000	20	600
19	surfactive	30	40	24000	20	600
20	surfactive	30	80	48000	20	600
21	volumique	30	4	2400	1	600
22	volumique	30	4	2400	5	600
23	volumique	30	4	2400	10	600
24	volumique	30	4	2400	20	600
25	volumique	30	4	2400	30	600
26	volumique	30	4	2400	40	600

4.4 Résultats

Les figures (Figure 4.3 et Figure 4.4) montrent les résultats de déformation de la plaque en fonction de la vitesse pour une énergie linéaire de 600J/mm pour une source gaussienne surfacique. La déformation augmente avec l'augmentation de la puissance jusqu'à 2.4mm pour une épaisseur de 12.7mm et 0.42mm pour une épaisseur de 30mm. La forme de la courbe laisse supposer que l'on atteint une asymptote et qu'augmenter la puissance ne servira pas à augmenter la déformation. Une source volumique de distribution hémisphérique de 2500W permet d'obtenir des déformations allant jusqu'à 3.05mm sur une plaque de 30mm d'épaisseur (cf. figure 4.7).

Les figures (Figure 4.5 à Figure 4.7) montrent la déformation en fonction du rayon de la source. Il apparaît que l'on peut trouver un rayon optimal de la source de chauffe, et que ce rayon dépend de l'épaisseur et du type de source. En effet, avec la source surfacique et pour $h=12.7$ mm, un rayon de 10mm permet d'obtenir la plus forte déformation finale, pour $h=30$ mm, un rayon de 20mm permet d'avoir la plus grande déformation. Avec la source volumique, un rayon de 30mm a donné s'est avéré optimal.



**Figure 4.3 Déformation U_z (mm) en fonction de la vitesse et de la puissance pour une énergie linéaire constante de 600 J/mm.
 $R=20$ mm, $h=12.7$ mm**

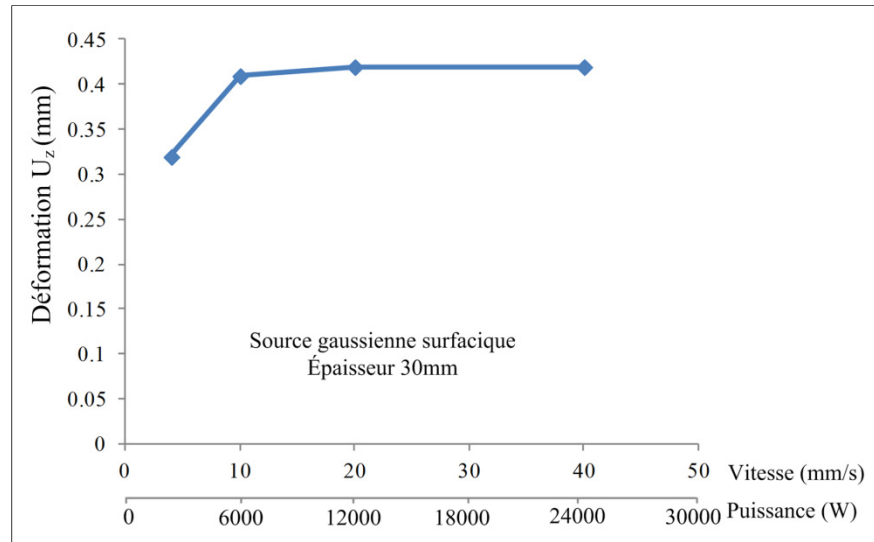


Figure 4.4 Déformation U_z (mm) en fonction de la vitesse et de la puissance à énergie linéaire constante Source de distribution $R=20\text{mm}$, $h=30\text{mm}$

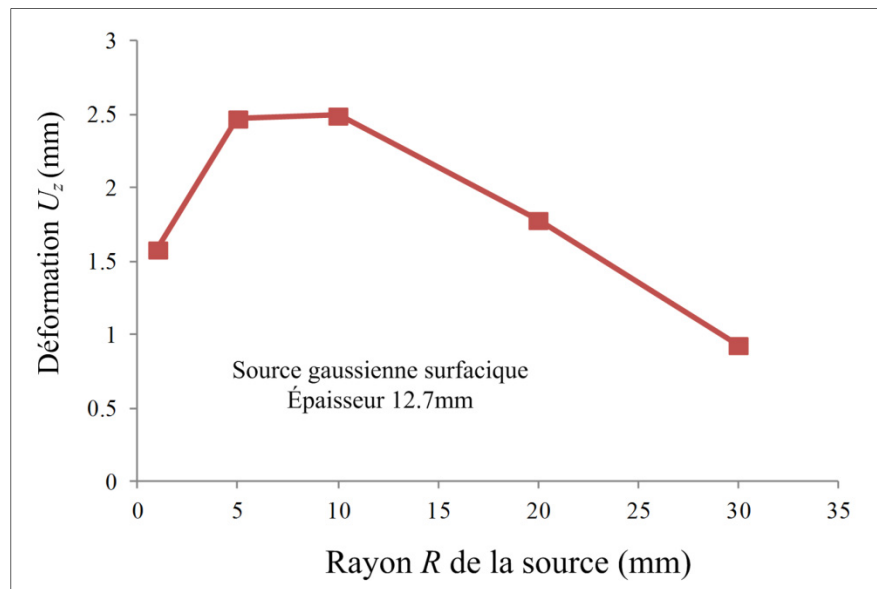


Figure 4.5 Déformation U_z (mm) en fonction du rayon de la source $Q=2400\text{W}$, $v=4\text{mm/s}$

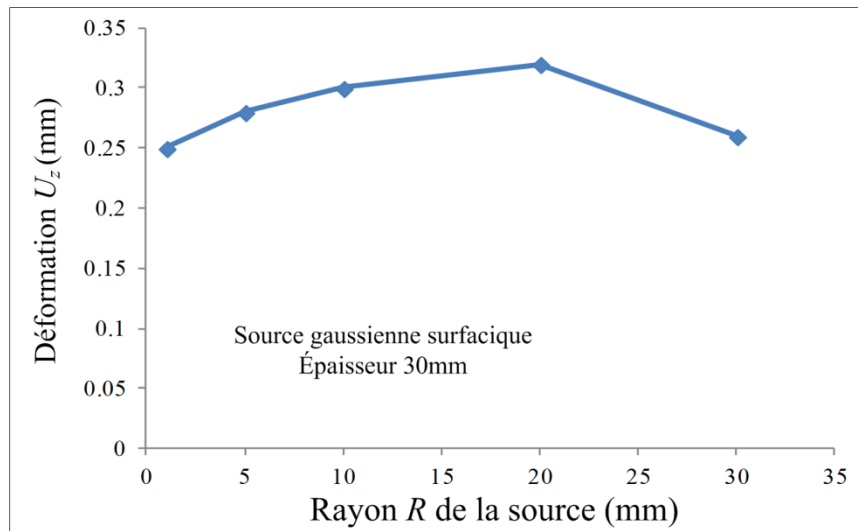


Figure 4.6 Déformation U_z (mm) en fonction du rayon de la source de distribution gaussienne
 $Q=2400\text{W}$, $v=4\text{mm/s}$

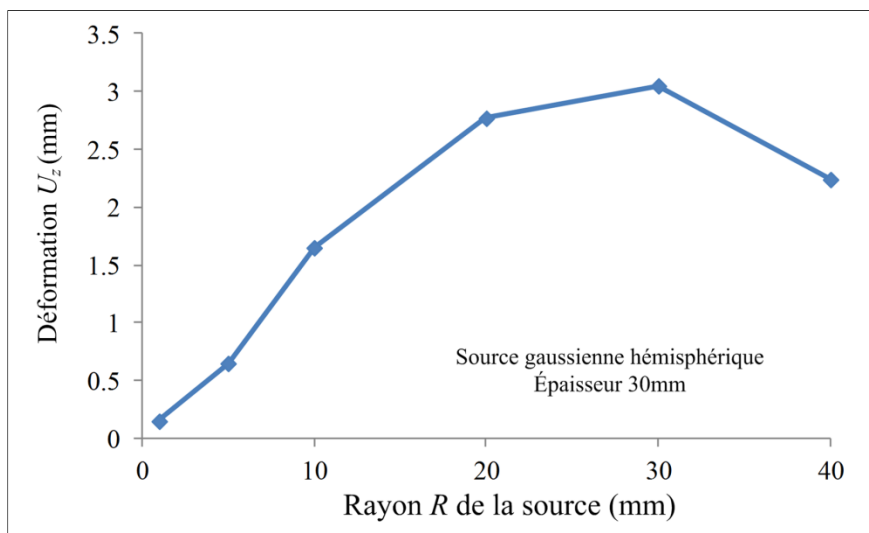


Figure 4.7 Déformation U_z (mm) en fonction du rayon R de la source, $Q=2400\text{W}$, $v=4\text{mm/s}$

Les figures suivantes permettent d'observer les contraintes résiduelles σ_{xx} dans le plan transversal ainsi que les isothermes de températures au moment où la source passe dans ce plan. Les figures (Figure 4.8 et Figure 4.9) montrent pour chaque simulation les contraintes résiduelles transversales ainsi que le gradient de température au moment où la source passe

directement au-dessus du point d'observation ce qui correspond au moment où la température maximum est atteinte. Il s'agit de tenter d'expliquer l'influence du profil de température sur le profil de contraintes résiduelles, puis du profil de contraintes résiduelles sur la déformation. Les figures (Figure 4.8 et Figure 4.9) concernent les sources surfaciques et la figure (Figure 4.10) concerne la source volumique de distribution hémisphérique de 2500W de puissance. Au niveau thermique, on observe sur les figures (Figure 4.8 et Figure 4.9) que la température maximale atteinte diminue lorsque le rayon augmente, ce qui s'explique par le fait la densité de puissance diminue avec l'augmentation du rayon. Ensuite, lorsqu'il y'a présence d'une zone fondue (identifiée par une zone rouge dans les figures (Figure 4.8 à Figure 4.10)), soit lorsque la température atteint 1400°C dans ces simulations, le niveau de contraintes de tension est faible dans cette région, ce qui s'explique par la recristallisation du matériau après fusion qui est prise en compte dans les simulations.

Du point de vue mécanique, on remarque tout d'abord qu'il n'y a pas systématiquement présence de contrainte de tension à la surface opposée de la pièce. Celles-ci apparaissent lorsque les tensions dans la partie supérieure ne sont pas trop « pénétrantes ». Ensuite, on explique différemment la présence d'un rayon optimal, en fonction du type de source. Dans le cas d'une source surfacique (Figure 4.9), à puissance égale, un rayon plus élevé va permettre de créer des tensions plus importantes dans l'épaisseur, les contraintes de tensions sont existantes jusqu'à environ la moitié de l'épaisseur et il y a peu de contraintes de tensions à la surface opposée. Une fois passé le rayon optimal, une source surfacique va créer des contraintes dans une partie moindre de l'épaisseur, ce qui signifie que le moment créé est plus en surface et des contraintes de tensions se forment à la surface opposée de la plaque. Dans le cas de la source volumique (Figure 4.10), lorsque le rayon est plus important, les contraintes sont de plus en plus présentes vers le centre de la plaque, et lorsque le rayon optimal a été dépassé, les contraintes de tensions tendent à s'homogénéiser entre les surfaces supérieure et inférieure.

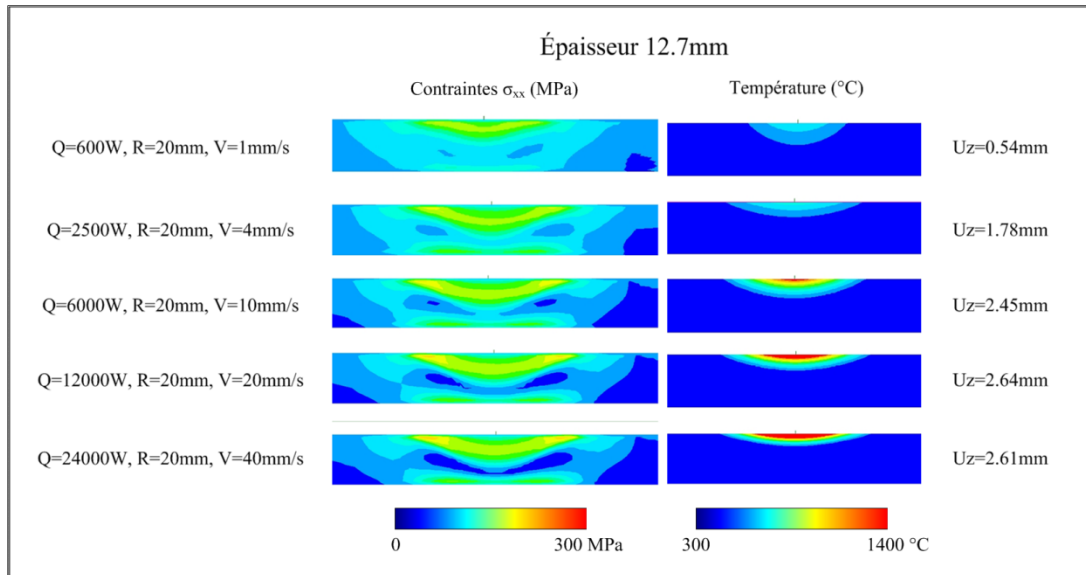


Figure 4.8 Contraintes résiduelles σ_{xx} et températures dans le plan médian transversal, source gaussienne surfacique, $h=12.7\text{mm}$

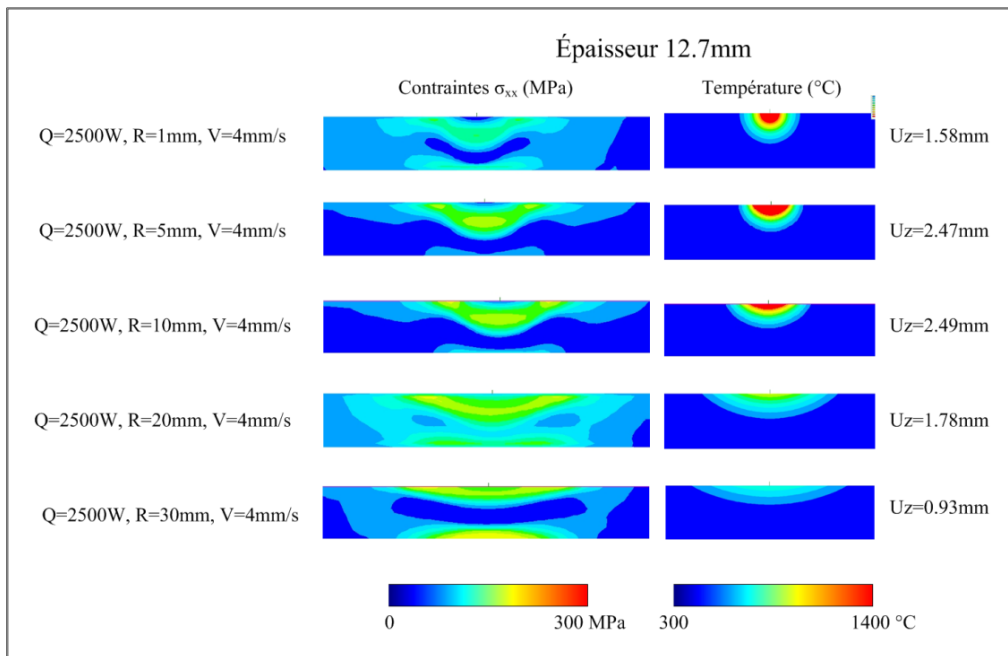


Figure 4.9 Contraintes résiduelles σ_{xx} et températures dans le plan médian transversal, source gaussienne surfacique, $h=12.7\text{mm}$

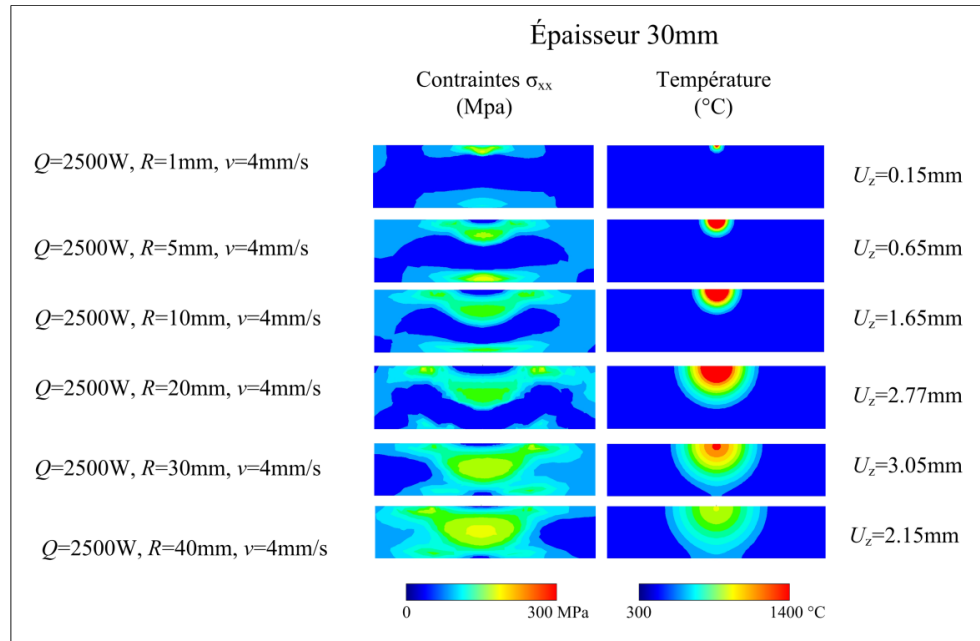


Figure 4.10 Contraintes résiduelles σ_{xx} et températures dans le plan médian transversal. Source gaussienne sphérique, $h=30mm$

4.5 Évolution temporelle des contraintes

Les contraintes de tensions se créent dès le début du refroidissement. La vitesse à laquelle elles évoluent est liée à la déformation car elle permet de compenser la création de contraintes. C'est ainsi que sur une plaque plus épaisse l'état de contrainte final va se développer plus rapidement car le matériau empêchant la déformation va aider au développement rapide des contraintes. C'est ce que l'on constate sur la figure (Figure 4.11) où, dans le cas d'une plaque de 12.7mm, les contraintes de tensions n'apparaissent qu'à 27s (3 secondes après la fin de la trajectoire), alors que dans le cas d'une plaque de 30mm (cf. la Figure 4.12)), les contraintes de tensions apparaissent très rapidement après le passage de la source de chaleur.

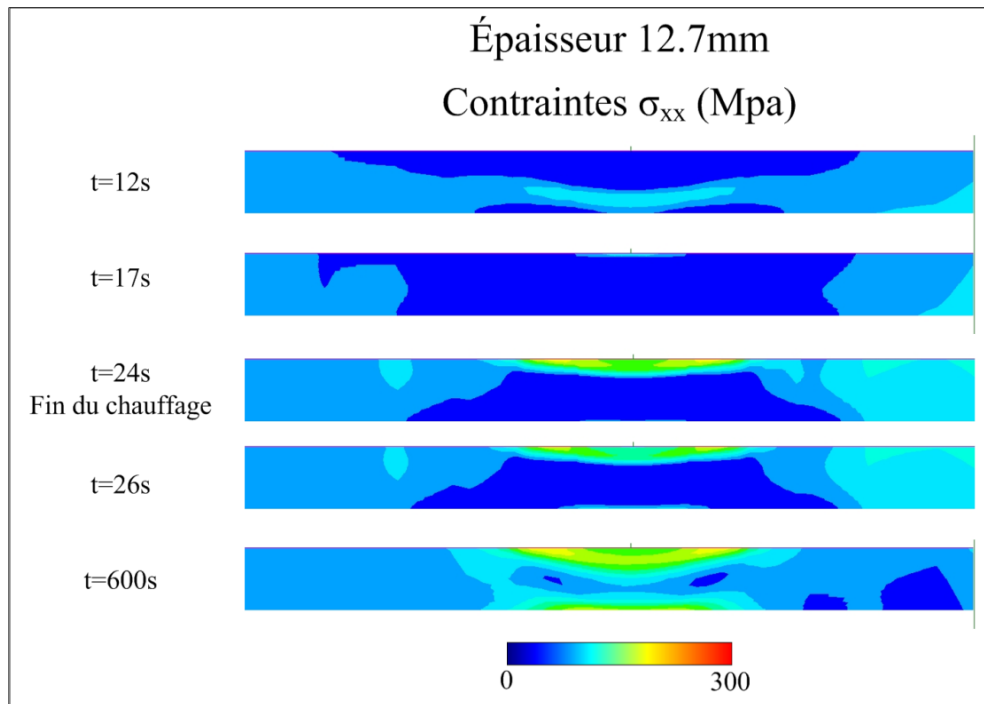


Figure 4.11 Évolution des contraintes σ_{xx} dans la section transversale médiane pour une plaque de 12.7mm d'épaisseur, source gaussienne surfacique, $Q=2400W$, $R=20mm$, $v=4mm/s$

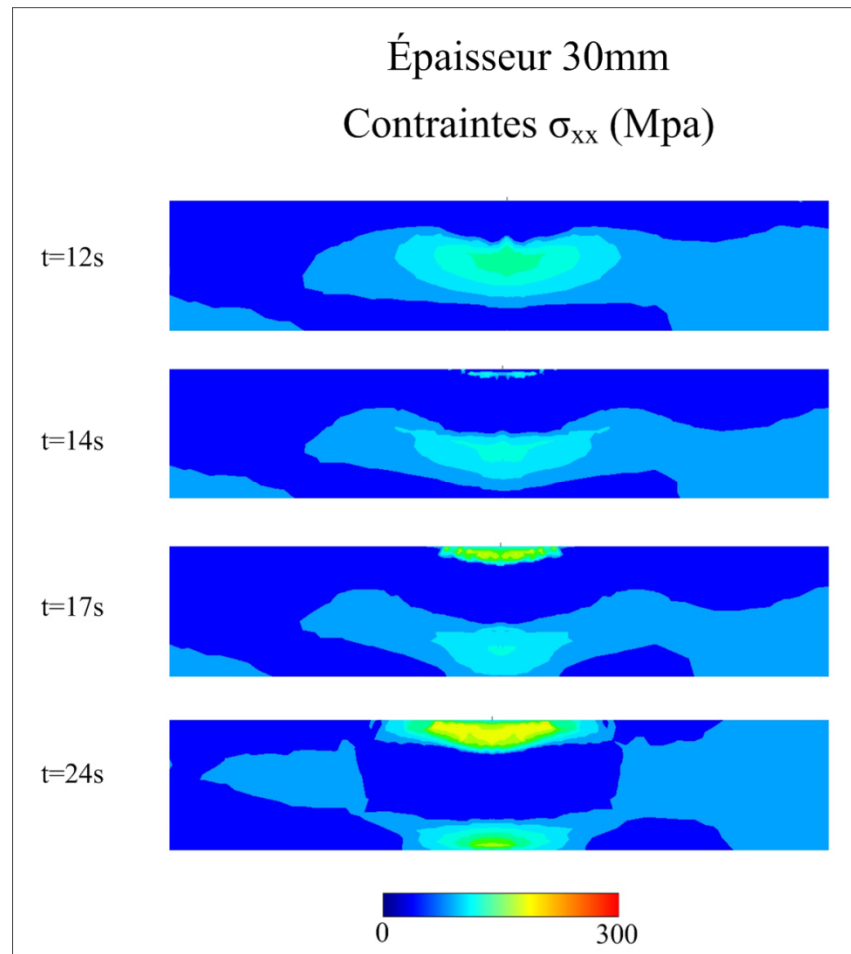


Figure 4.12 contraintes σ_{xx} dans la section transversale médiane pour une plaque de 30mm d'épaisseur
Source gaussienne surfacique $Q=2400W$, $R=20mm$, $v=4mm/s$

4.6 Remarques et discussions

Expérimentalement, il a été possible d'obtenir des déformations de l'ordre de 2 à 3mm sur une plaque de 6.35mm d'épaisseur à l'aide d'un chalumeau. Les simulations montrent qu'il est virtuellement possible d'obtenir de telles déformations sur une plaque de 30mm d'épaisseur. Deux approches sont proposées ici : l'utilisation d'une source surfacique et d'une source volumique. Même si ce n'est que virtuel pour l'instant, la source volumique montre un intérêt certain car elle permet d'obtenir des déformations intéressantes tout restant sous la température de fusion, ce qui n'est pas le cas de la source surfacique. Une voie à explorer, qui permettrait d'obtenir une source de chaleur volumique pourrait être la source

d'induction basses fréquences car les basses fréquences permettent une plus grande pénétration des courants induits. La puissance de la machine devrait alors être bien supérieure à la puissance nette souhaitée car comme il a été vu dans le chapitre sur la calibration des sources thermiques, l'inducteur en surface ne permet que d'avoir une efficacité inférieure à 20%. Une autre voie pourrait être de tenter de relâcher thermiquement les contraintes de tensions sur la surface opposée, ce qui est l'objet du chapitre suivant.

CHAPITRE 5

SIMULATIONS À DEUX SOURCES

5.1 Introduction

Les limitations engendrées par l'augmentation de l'épaisseur en formage par ligne de chauffe résident dans la difficulté de trouver une source de chauffe qui puisse engendrer des contraintes résiduelles suffisantes pour obtenir une déformation intéressante. Une autre approche, qui est celle proposée dans le présent chapitre, est d'améliorer la déformation créée par une passe de chauffe en venant réduire les contraintes de tension issues de la flexion de la plaque, contraintes qui comme il a été vu dans le chapitre précédent retiennent la déformation de la plaque. La méthode proposée pour atteindre cet objectif qui est illustrée sur la figure (Figure 5.1) est de venir faire fondre le matériau sur une zone étroite et profonde pour relâcher les contraintes.

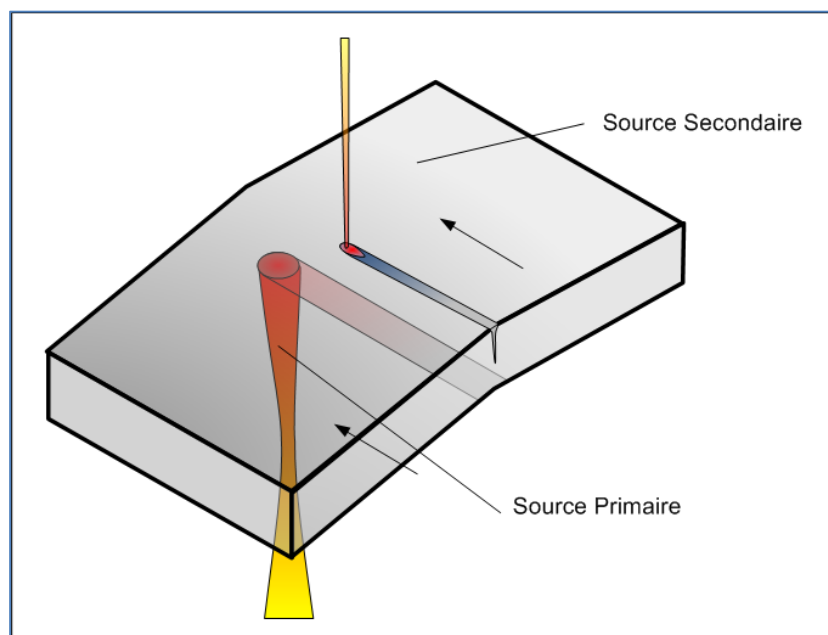


Figure 5.1 Illustration du principe du FLC à deux sources

Pour obtenir des zones fondues de la forme proposée, le laser ou le faisceau d'électrons sont tout à fait appropriés. Pour confirmer ceci, des essais ont été effectués au CTFA³ de Montréal à l'aide d'une source LASER fibre.

5.2 Partie expérimentale

5.2.1 Objectifs

L'objectif de ces expérimentations est d'étudier la transition entre le mode de conduction et la création du *keyhole* permettant de réaliser des soudures profondes à l'aide d'une source LASER. Les paramètres de vitesse d'avance et de puissance sont les variables de ces essais.

5.2.2 Protocole

Les échantillons sont des plaques de 104 mm de côté et 19 mm d'épaisseur en acier inoxydable AISI 304L dont la composition est présentée dans le Tableau 5.1 à partir de l'analyse chimique donnée dans l'ANNEXE I. Le laser est un laser à fibre de 5kW de puissance maximale. La tête du LASER utilisée est conçue pour réaliser de la déposition de poudre. Ceci a imposé des limitations car le panache produit par les soudures ne doit pas l'endommager. Ainsi les essais ont été limités à 3 kW de puissance. Une protection gazeuse composée d'hélium et d'argon a été utilisée. Ces gaz permettent de créer une atmosphère inerte limitant l'oxydation de la surface. L'hélium permet de refroidir le panache créé lors de la soudure. Le paramétrage du laser fait appel à des notions d'optique. Le diamètre du faisceau laser n'est pas constant, il existe un point focal correspondant au lieu où le diamètre du faisceau est minimum. Ces variations peuvent avoir un effet sur la stabilité du procédé car la densité de puissance est directement liée au diamètre du faisceau. La distance confocale est définie par la distance entre le point focal et le lieu où le diamètre du faisceau est égal à $\sqrt{2}$ fois celui au point focal. Le tableau (Tableau 5.2) résume les paramètres du LASER.

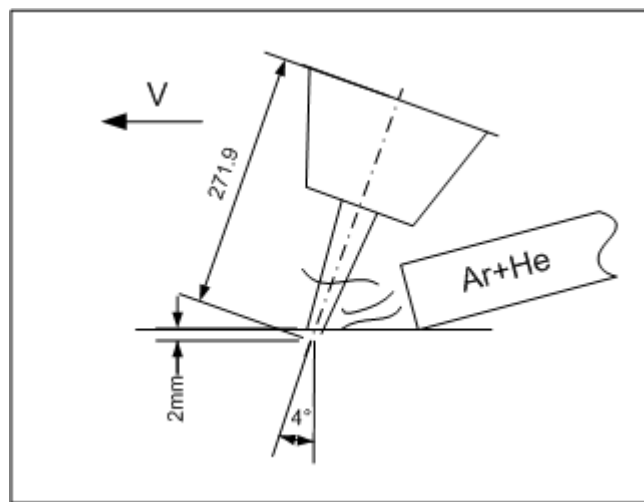
³ Centre de Technologie en Fabrication Aéronautique (CNRC)

Tableau 5.1 Composition de l'acier 304L utilisé

304L	C	Cr	Ni	Cu	Mn	N	P	S
%w	0.02	18.63	8	0.48	1.87	0.085	0.036	0.001

Tableau 5.2 Paramètres du LASER

Distance focale	273.9mm
Distance confocale (<i>rayleigh length</i>)	10.5mm
Diamètre du faisceau au point focal	600nm
Angle d'incidence	-4°
Position du point focal par rapport à la surface	-2mm
Mélange de gaz de protection	Ar (14-24 l/min) He (28 l/min)

**Figure 5.2 Configuration du laser**

5.2.3 Résultats

Le chapitre 4 présentait les contraintes résiduelles de tensions qui se créent à la surface opposée à la ligne de chauffe comme facteur limitant la déformation. L'hypothèse ici est qu'un relâchement de ces contraintes par un moyen thermique permettrait d'augmenter la déformation. À ce stade du projet, il est supposé que pour réussir à relâcher les contraintes, il est intéressant de faire fondre le matériau avec une pénétration profonde et étroite. Les

expérimentations présentées ici ont pour but de caractériser la pénétration d’une source laser qui pourrait éventuellement servir d’outil pour relâcher les contraintes. Les données recherchées concernent uniquement la forme de la zone fondue qu’il est possible d’obtenir avec le laser et ne tiennent pas compte des éventuels défauts que la « soudure » laser peut engendrer. Ainsi, les valeurs de pénétration, de largeur, d’aire et de hauteur de couronne de la section transversale ont été mesurées à l’aide de macrographies (cf. Figure 5.3). Pour chaque essai, les macrographies des échantillons ont été réalisées à deux positions du cordon de soudure permettant d’obtenir deux valeurs. Les résultats présentés dans les graphiques suivants représentent pour chaque donnée, la moyenne des deux valeurs. Les écarts relatifs à la moyenne des paramètres étudiés (Tableau 5.2) montrent que les passes de soudures sont stables et que l’utilisation de la moyenne est justifiée pour notre étude.

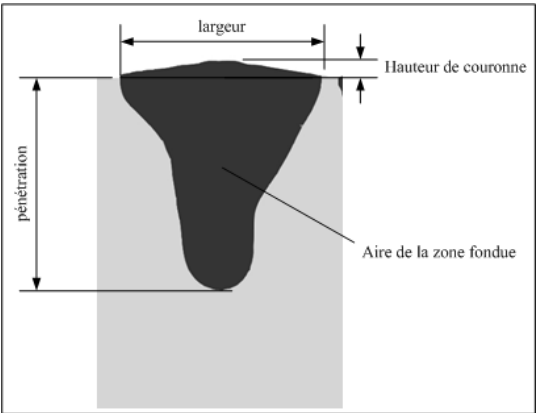


Figure 5.3 Mesures de la zone fondue

Tableau 5.3 Écarts relatifs à la moyenne des données collectées

	Écart relatif moyen	Écart relatif maximum
Pénétration	2.3%	5.3%
Largeur du cordon	1.2%	3.4%
Aire de la zone fondue	1.7%	4.5%

5.2.3.1 Influence de la vitesse d'avance et de la puissance

En première constatation, les figures (Figure 5.4 à Figure 5.6) montrent qu'à vitesse équivalente, plus la puissance augmente, plus la zone fondue est profonde, large et par conséquent l'aire suivant la section transversale augmente. Ces mêmes figures montrent qu'à puissance égale, plus la vitesse augmente, plus la zone fondue est étroite et peu profonde.

Sur les figures (Figure 5.7 et Figure 5.8), il est aussi observé que jusqu'à 1000W, la forme de la zone fondue est peu pénétrante, le facteur de forme (rapport pénétration / largeur) varie de 0,3 à 0,8. L'évolution des paramètres est relativement linéaire et comparable entre les différentes puissances. À 1500W, on assiste à une perte de linéarité, la pénétration de la zone fondue augmente soudainement en dessous de 1m/min. Ce phénomène est attribuable à la réalisation du *keyhole*. En passant de 1m/min à 0.5m/min, la pénétration est doublée. La largeur de la zone fondue a également augmenté, mais dans une moindre mesure que la pénétration. Le facteur de forme correspondant montre que l'on obtient une « soudure » plus profonde. Ce « saut » apparaît également à 2000W et 3000W. Cependant l'évolution du facteur de forme est intéressante car il augmente avec la puissance. La forme de la zone fondue prend graduellement une forme typique en « tête de clou » avec une partie supérieure large et une partie inférieure étroite. Cette forme est due au panache qui agit comme source de chaleur au-dessus de la surface (Boisselier et Chaussier, 1992).

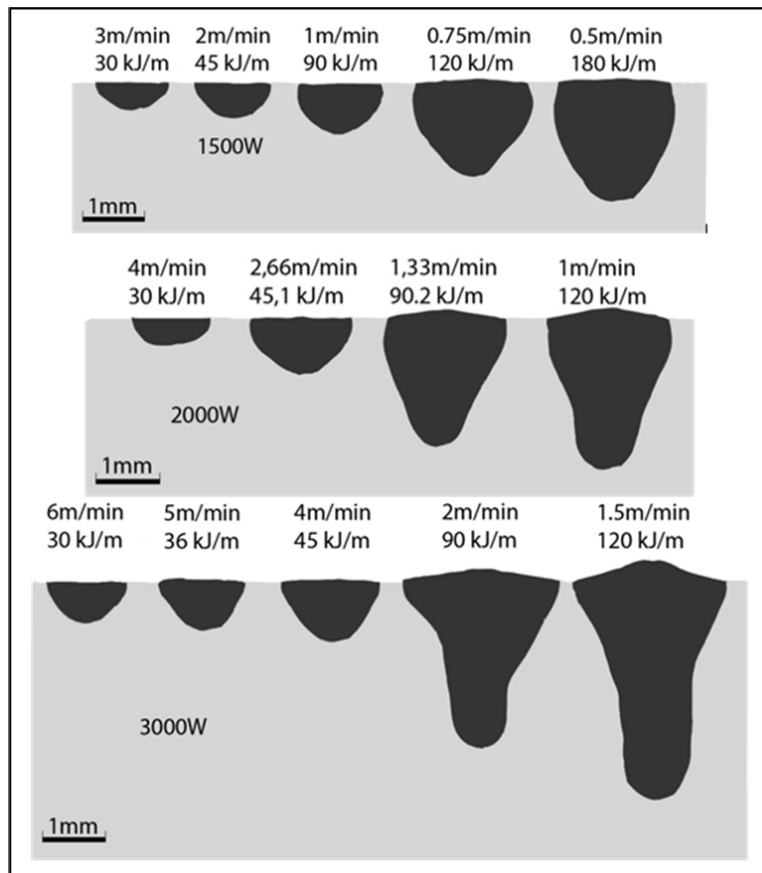


Figure 5.4 Forme de la zone fondue pour une puissance de 1500W, 2000W et 3000W

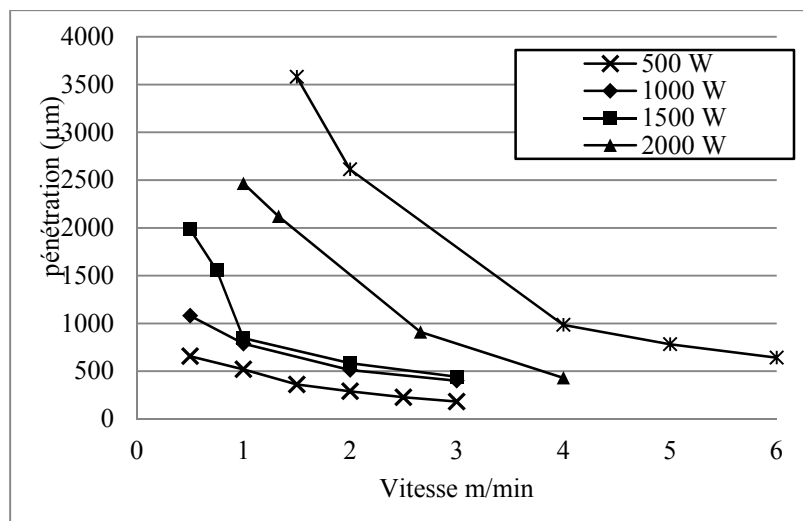


Figure 5.5 Pénétration en fonction de la vitesse et de la puissance

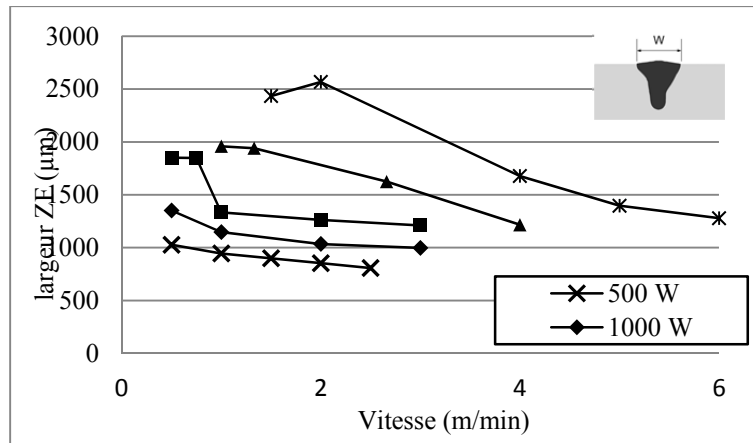


Figure 5.6 Largeur de la zone fondue en fonction de la puissance et de la vitesse

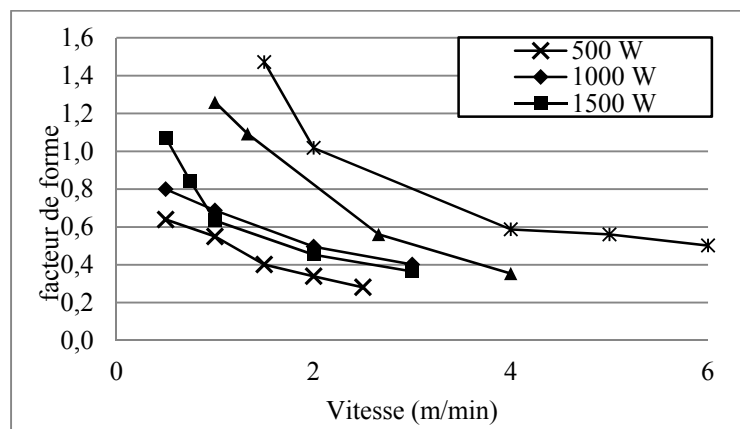


Figure 5.7 Facteur de forme de la zone fondue en fonction de la puissance et de la vitesse

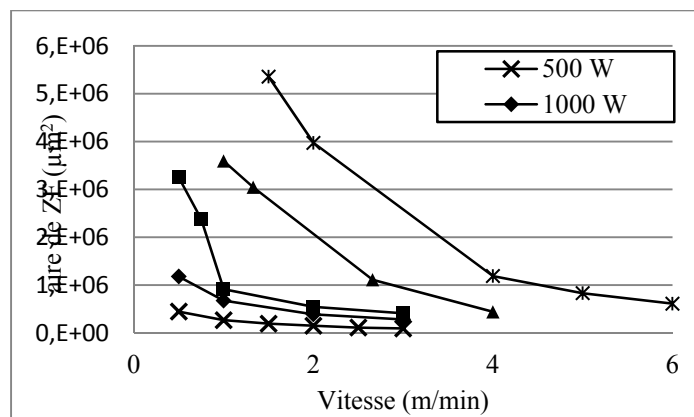


Figure 5.8 Surface de la zone fondue en fonction de la puissance et de la vitesse

5.2.3.2 Introduction de l'énergie linéaire

L'introduction de l'énergie linéaire comme paramètre permet de combiner les valeurs de puissances et vitesses et de mettre en évidence l'importance de chacune d'entre elles. Sur les figures (Figure 5.9 à Figure 5.12), il est remarquable que pour des énergies linéaires inférieures à 45 kJ/m, et jusqu'à 3kW de puissance, la pénétration reste relativement constante et faible par rapport à la largeur de la zone fondue. Les facteurs de forme correspondant sont compris entre 0,2 et 0,6. À partir de 90 kJ/m, la pénétration augmente fortement avec la puissance. Cependant une forte énergie linéaire seule ne semble pas suffire à réaliser des soudures profondes. Ainsi, il est possible d'atteindre une plus grande pénétration à 45kJ/m (3000W) qu'à 180kJ/m (1500W). D'ailleurs, la forme de la zone fondue change significativement avec des puissances de 2000 et 3000W.

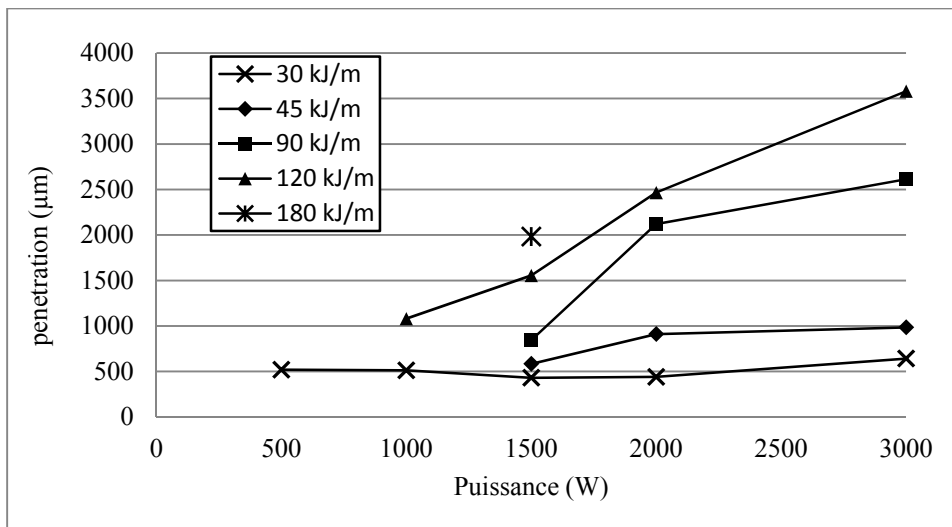


Figure 5.9 Pénétration en fonction de la puissance fournie et l'énergie linéaire

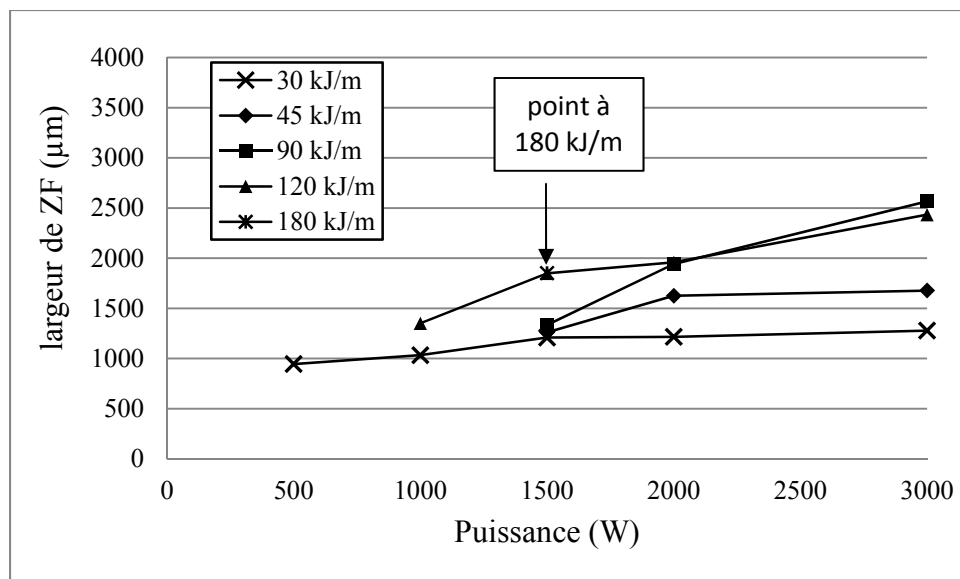


Figure 5.10 Largeur de la zone fondue en fonction de l'énergie linéaire introduite et la puissance

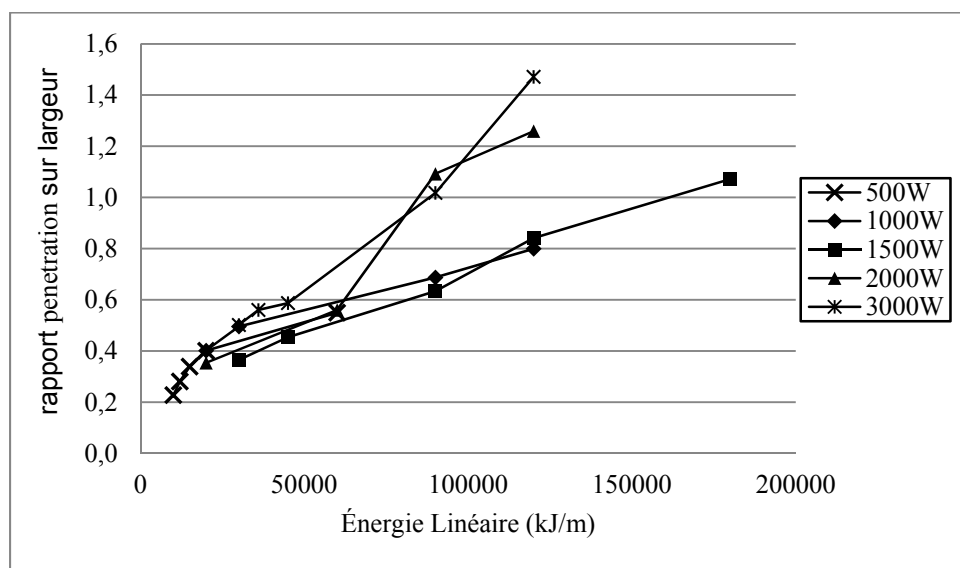


Figure 5.11 Facteur de forme de la zone fondue en fonction de l'énergie linéaire et la puissance

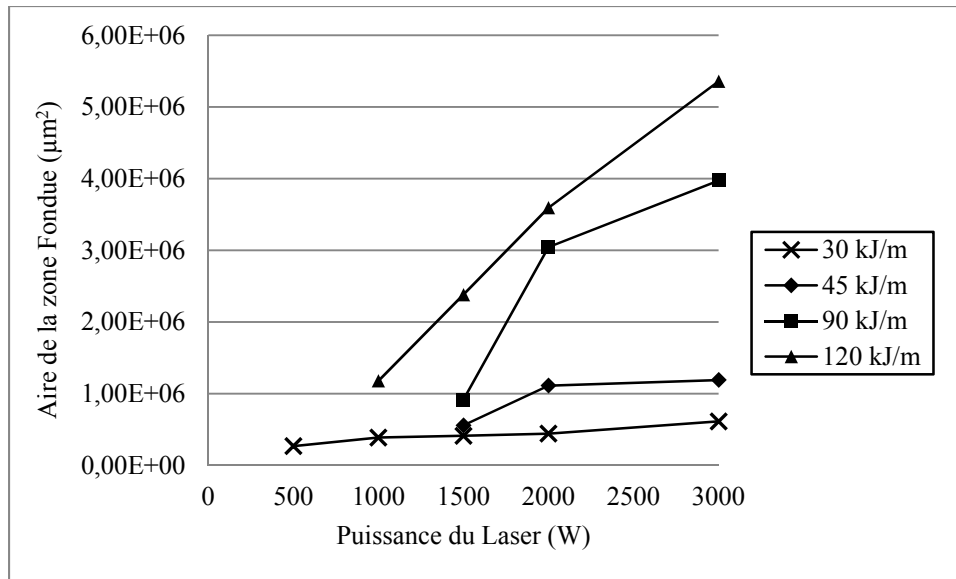


Figure 5.12 Aire de la zone fondue en fonction de l'énergie linéaire et de la puissance

5.2.4 Modélisation de la source laser

Les expérimentations précédentes ont permis de caractériser les dimensions d'une section transversale de zone fondue. La modélisation d'une telle source peut se faire typiquement en utilisant une source double-ellipsoïde telle que décrite au paragraphe 4.2. Des calibrations ont été effectuées en ajustant les paramètres de la source pour que le profil transversal de la zone fondue simulée corresponde au profil expérimental. La forme en « tête de clou » s'obtient en superposant une deuxième source telle que schématisé sur la figure (Figure 5.13). Dans le but de réduire le nombre de variable, cette caractéristique de la zone fondue n'a pas été prise en compte dans la suite des simulations

Il y a une information qu'il est difficile de déterminer expérimentalement et qui est le profil de la zone longitudinal de la zone fondue (ie. la longueur de la zone fondue). Cette information peut cependant être importante car elle est nécessaire dans la définition de la source de chauffe (paramètre A_r de la figure (Figure 3.3)). Pour tenter de résoudre ce problème, les zones fondues simulées de la source calibrée telles que présentées dans la figure (Figure 5.14) ont été observées et puis utilisées pour estimer la valeur de A_r . Pour la

suite des simulations, on utilisera une longueur de bain de fusion de manière à ce qu'il reflète ces proportions.

Les expérimentations ont permis d'obtenir des pénétrations de 3mm avec un facteur de forme de l'ordre de 1 à 1.6, pour une puissance de 3kW.

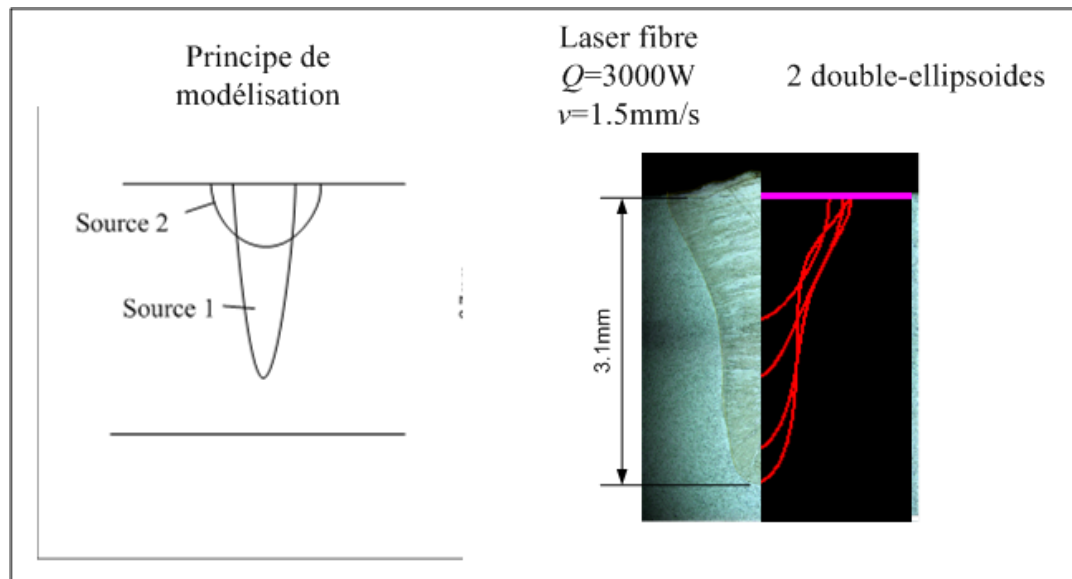


Figure 5.13 Exemples de modélisation d'une soudure laser

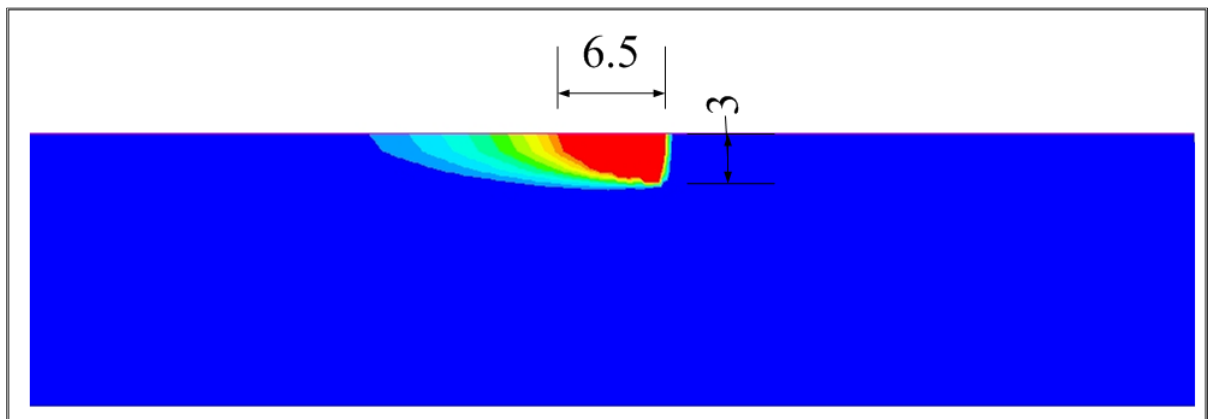


Figure 5.14 Forme de la zone fondue obtenue par la source secondaire de type double-ellipsoïde ($Q=2500W$, $v=1.5m/min$, $A_f=1mm$, $A_r=4mm$, $B=0.2mm$, $C=3mm$). Acier inoxydable 304L, épaisseur 12.7mm

5.2.5 Simulations à deux sources

Comme il a été vu précédemment, il est possible d'obtenir différents profils de contraintes résiduelles en fonction de la source primaire utilisée. Dans les cas où la source est peu pénétrante, les contraintes de tension vont être concentrées en surface; dans le cas où la source pénètre profondément dans la pièce, les contraintes de tension sont présentes dans une portion plus profonde de l'épaisseur. Pour les simulations, deux sources ont été choisies et vont servir de référence pour mesurer le gain apporté par une source secondaire. Soit la source A et la source B dont les paramètres sont présentés à la figure (Figure 5.16).

La source secondaire est modélisée par une source gaussienne double-ellipsoïde. La figure (Figure 5.15) présente la forme du bain de fusion simulé dont le profil transversal correspond très bien à une zone fondue produite par une source laser. Il y a de nombreux paramètres qu'il est possible de varier pour tester l'efficacité de la source secondaire sur la déformation finale de la plaque d'acier inoxydable 304L tels que sa vitesse, sa distribution, sa pénétration, sa longueur, son instant de déclenchement, le type de source primaire associé et sa trajectoire. Ceci nécessite un grand nombre de simulations pour permettre de couvrir le champ de variables.

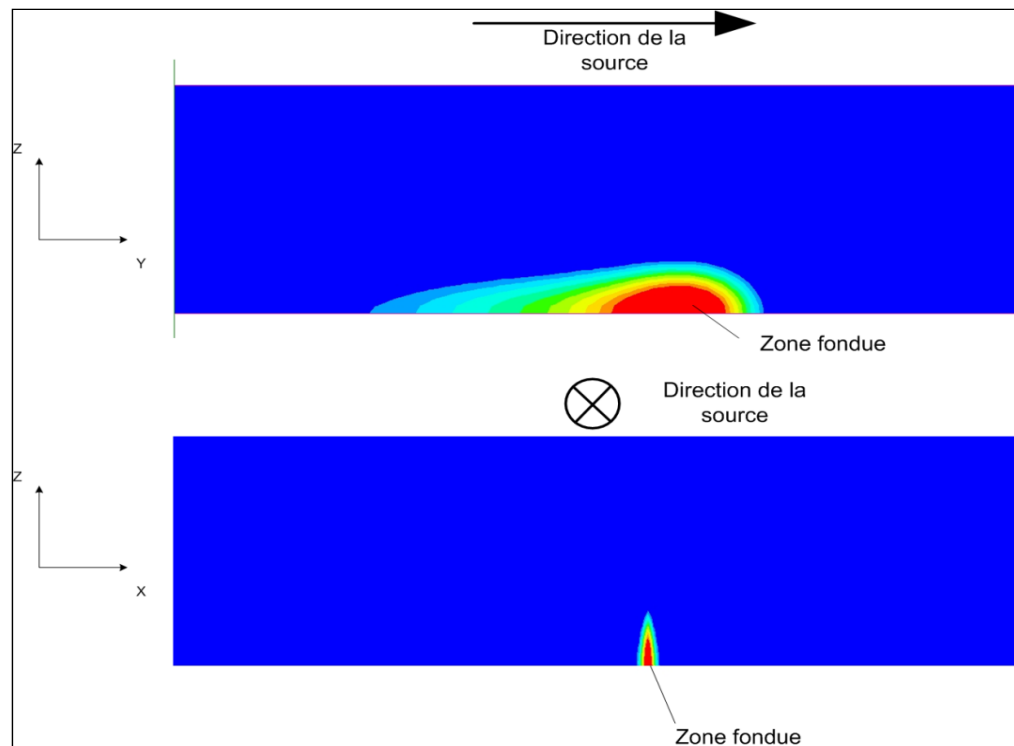


Figure 5.15 Forme de la zone fondue de la source secondaire de type double-ellipsoïde ($Q=2500\text{W}$, $v=60\text{mm/s}$, $A_f=1\text{mm}$, $A_r=4\text{mm}$, $B=0.2\text{mm}$, $C=3\text{mm}$). Acier inoxydable 304L, épaisseur 12.7mm

Il a été choisi de réaliser les simulations à l'aide d'une vitesse constante et de faire varier la puissance pour obtenir différentes valeurs d'énergies linéaires. Il est assumé qu'une vitesse élevée permet d'obtenir une zone de métal « mou » la plus longue possible, permettant aux contraintes de tension de mieux travailler et d'améliorer la déformation. Les expérimentations qui ont été faites ont atteint jusqu'à une vitesse de 6m/min. Dans l'industrie, le soudage laser peut atteindre des vitesses supérieures et c'est ainsi que la vitesse choisie pour les simulations est de 10m/min car elle reste dans une valeur applicable physiquement tout en permettant de supporter l'hypothèse de recherche selon laquelle la source doit être rapide.

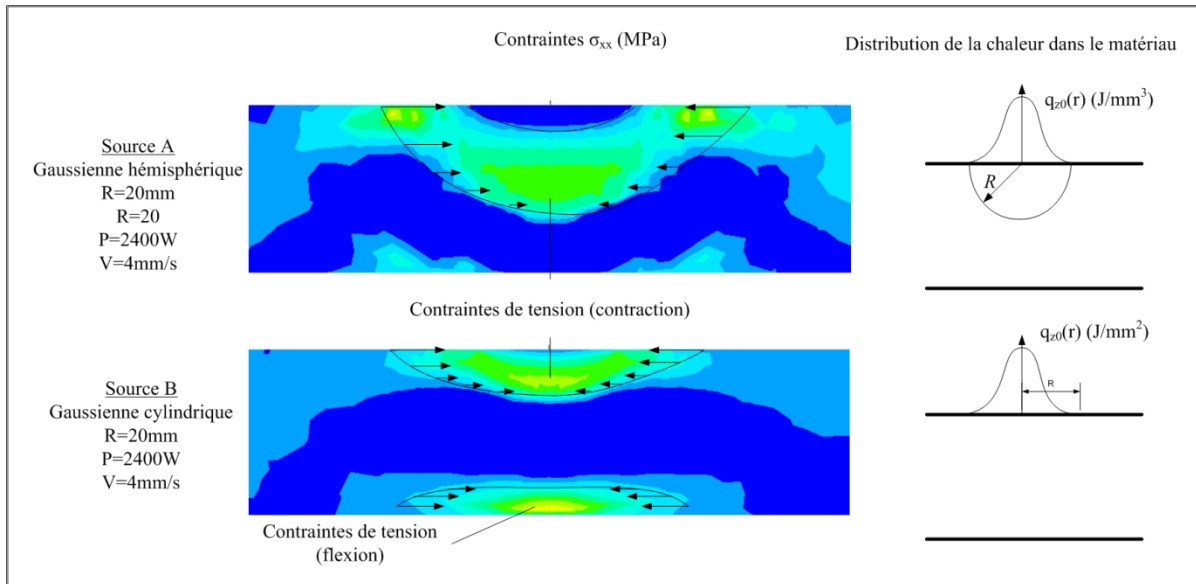


Figure 5.16 Profil de contraintes résiduelles générées par les deux sources primaires de référence.

Pour vérifier l'influence de la source secondaire sur le gain en déformation, plusieurs sources secondaires ont été simulées en combinaison avec une source primaire surfacique ou avec une source primaire volumique telles qu'illustrées dans la figure (Figure 5.16). Les paramètres pour ces simulations sont donnés dans le Tableau 5.4. Les variables pour la source secondaire à ce stade ont été la pénétration de la zone fondue et la puissance de la source.

Tableau 5.4 Paramètres de simulations à deux-sources

Source primaire	<i>Ar</i> (mm)	<i>Af</i> (mm)	<i>B</i> (mm)	<i>C</i> (pénétration)	Déclenchement (s)	Puissance (W)	Vitesse (mm/s)	<i>Uz.final</i> (mm)
Surfacique	4	1	0.2	-2	0	2500	60	0.348
Surfacique	4	1	0.2	-2	0	5000	60	0.34
Surfacique	4	1	0.2	-2	0	10000	60	0.33
Surfacique	4	1	0.2	-5	0	2500	60	0.38
Surfacique	4	1	0.2	-10	0	2500	60	0.35
volumique	4	1	0.2	-2	0	2500	60	2.76
volumique	4	1	0.2	-2	0	5000	60	2.62
volumique	4	1	0.2	-2	0	10000	60	2.13
volumique	4	1	0.2	-5	0	2500	60	1.88
volumique	4	1	0.2	-10	0	2500	60	1.67

5.3 Résultats

La première analyse concerne l'influence de la pénétration de la zone fondue sur le gain relatif apporté par la source secondaire pour différentes pénétrations. Ce gain est calculé par la formule suivante :

$$Gain\% = \frac{U_{z_{1+2}} - U_{z_1}}{U_{z_1}} * 100 \quad (5.1)$$

où U_{z_1} correspond à la déformation obtenue par la source primaire seule, et $U_{z_{1+2}}$ correspond à la déformation obtenue par les sources primaire et secondaire combinée.

La figure (Figure 5.17) présente les résultats pour les simulations effectuées avec la source primaire volumique. Dans tous les cas, la source secondaire a un effet négatif, jusqu'à environ -40% pour une zone fondue de 10mm de profondeur. On constate également qu'une augmentation de la pénétration de la source secondaire a un effet négatif sur la déformation.

La figure (Figure 5.18), présente quant à elle les résultats obtenus avec la source surfacique. Ici, l'utilisation d'une source secondaire présente un gain d'entre 8% et 20% suivant les cas. On constate également qu'il semble exister une pénétration optimale puisque la courbe de gain présente un sommet pour une pénétration de 5mm.

La figure (Figure 5.19) présente le gain en déformation en fonction de la puissance de la source secondaire combinée à la source primaire volumique. Plus la puissance de la source secondaire est importante, plus l'effet sur le gain en déformation va être négatif

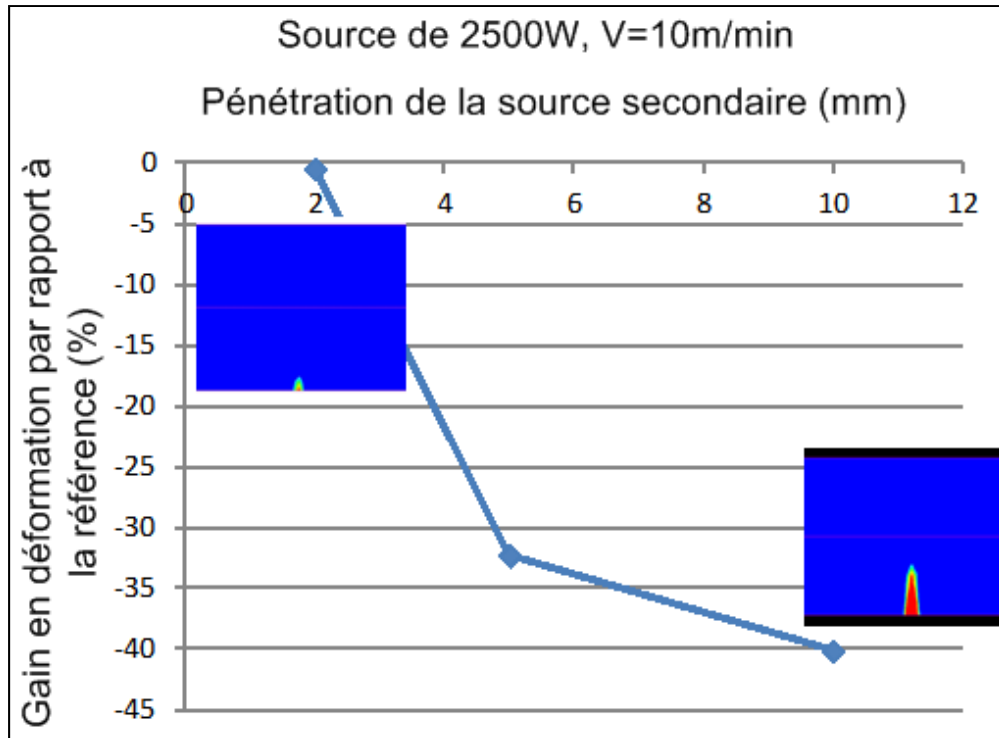


Figure 5.17 Gain relatif en déformation en fonction de la pénétration (C) de la source secondaire ($A_f=4\text{mm}$, $A_r=8\text{mm}$, $B=0.2\text{mm}$, $Q=2500\text{W}$, $t_d=0\text{s}$), combinée à la source primaire volumique.

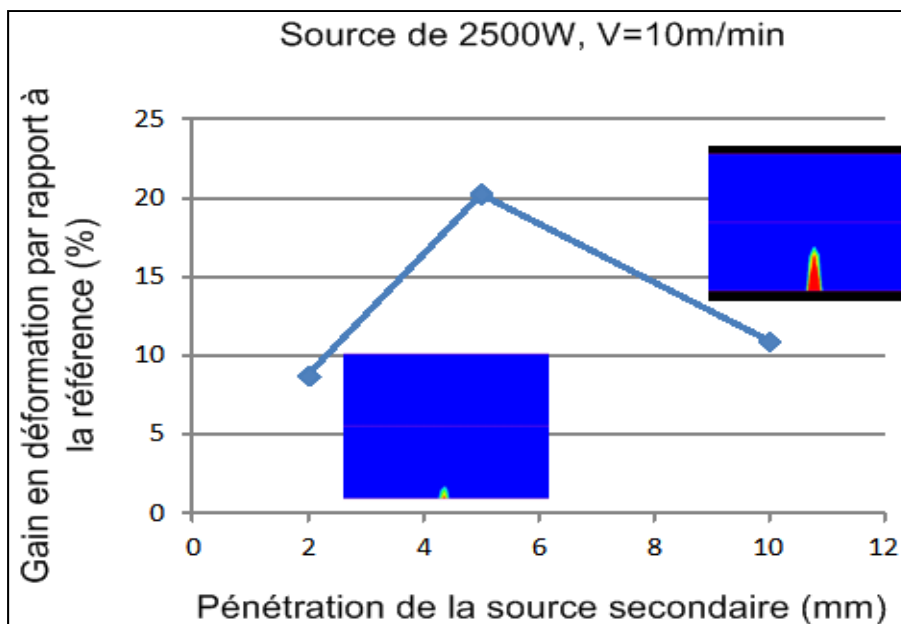


Figure 5.18 Gain relatif en déformation en fonction de la pénétration de la source secondaire, combinée à la source primaire surfacique

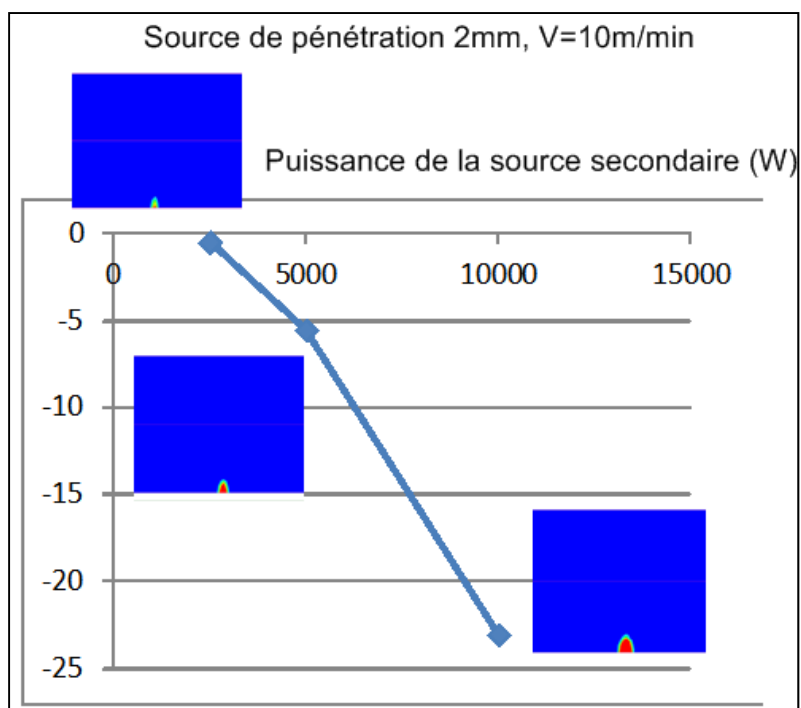


Figure 5.19 Gain relatif en déformation en fonction de la puissance de la source secondaire, combinée à la source primaire volumique

La figure (Figure 5.20) présente une observation des contraintes σ_{xx} dans la section transversale. Dans le cas de la source volumique, les contraintes, qui étaient originellement concentrées dans la partie supérieure de l'épaisseur, sont devenue plus homogènes avec une valeur maximale diminuée. Avec la source surfacique, les contraintes de tension issues des déformations plastiques ne sont quasiment pas affectées, cependant, les contraintes de tensions issues de la flexion ont été redistribuée et réduites après le passage de la source secondaire.

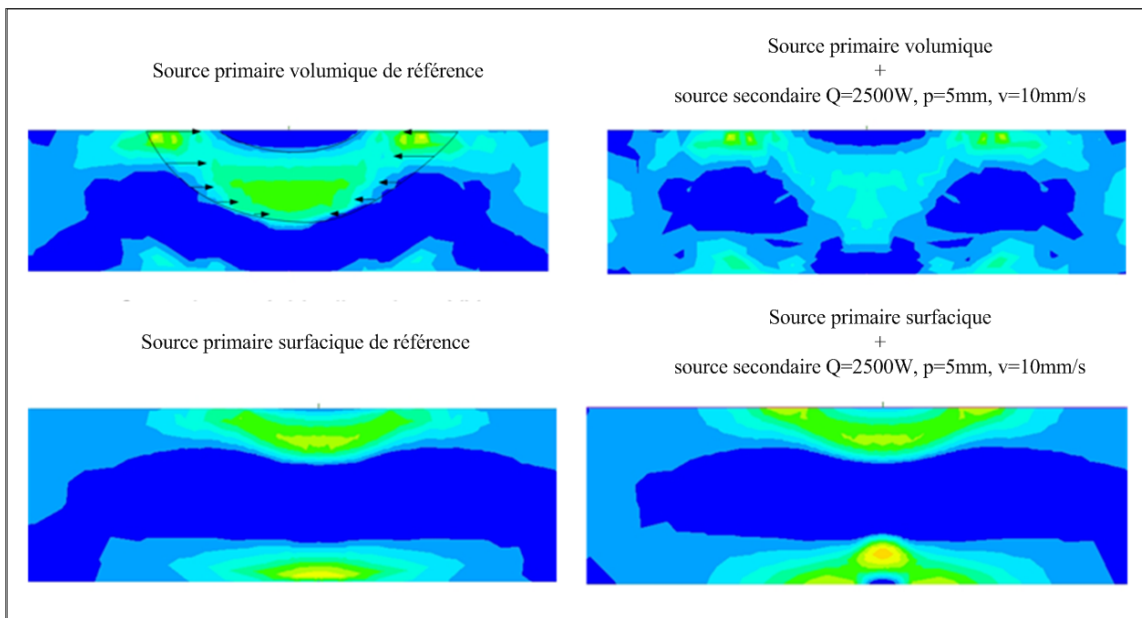


Figure 5.20 Modifications des profils de contraintes résiduelles apportées par la source secondaire

La source secondaire de pénétration 5mm est celle qui apporte le meilleur gain si elle est combinée à la source primaire surfacique. Si l'on superpose le profil de la zone fondue sur les contraintes résiduelles obtenues à l'aide de cette source primaire seule (cf. Figure 5.21), on observe que la zone fondue s'engage dans les contraintes de tensions sans pénétrer les contraintes de compression, ce qui tend à confirmer l'hypothèse de départ qui stipule que les contraintes de tensions créées à la surface opposée au chauffage tendent à limiter la déformation.

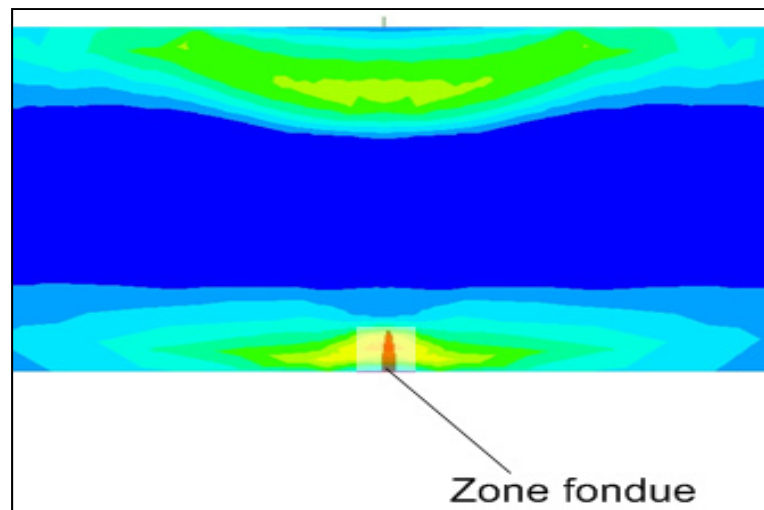


Figure 5.21 Superposition de la zone fondue de 5mm de pénétration sur les contraintes résiduelles créées par la source référence B.

5.4 Discussion

Les simulations du procédé à deux sources de chauffe ont donné des résultats intéressants. En effet ils démontrent que l'utilisation d'une source étroite et profonde permet de venir relâcher les contraintes de tensions qui s'opposent au pliage et un gain de 20% a pu être observé. Cependant, la valeur de la déformation finale U_z reste inférieure à 0.4mm. La source primaire volumique utilisée pour ces essais donne une valeur de déformation supérieure à 2mm. Celle-ci crée un profil de contraintes résiduelles où il n'y a pas de tensions à la surface opposée. L'utilisation d'une source secondaire dans ce cas ne permet pas d'obtenir d'amélioration car au contraire, elle introduit des contraintes de tensions à la surface inférieure.

CONCLUSION

Des expérimentations ont permis de valider dans SYSWELD un modèle de source thermique utilisant une flamme oxyacétylénique et un autre utilisant le chauffage par induction. La simulation a ensuite permis d'observer l'action du formage par ligne de chauffe sur les contraintes résiduelles. Il en ressort que déformer une plaque épaisse n'est pas évident car il est difficile de créer un profil de contraintes résiduelles adéquat pour pouvoir créer des déformations suffisantes pour le formage. Divers profils de contraintes résiduelles en fonction de la source de chauffe utilisée ont été analysés. Typiquement on retrouve une zone de contraintes de tension issue de la contraction du métal déformé plastiquement, contraintes qui permet de déformer la plaque. La pénétration de cette zone relativement à l'épaisseur, joue un rôle clef dans la déformation finale. Le moment créé par ces forces de tension va générer une rotation différente suivant le profil de contrainte. Si les contraintes de contraction sont peu pénétrantes, ce qui est le cas pour la plupart des sources de chaleur courantes comme la flamme, le laser défocalisé ou l'induction, on va retrouver une seconde zone de tension, située à la surface opposée au chauffage, tensions créées par la flexion locale de la plaque. Si les contraintes de contraction sont très pénétrantes dans l'épaisseur de la plaque, il y aura peu de contrainte de tension issue de la flexion de la plaque à la surface opposée. C'est une condition préférable qui donnera une plus grande déformation et qu'il est facile d'obtenir pour des faibles épaisseurs, cependant pour des épaisseurs supérieures à 12mm, il sera nécessaire d'avoir une source de chaleur surfacique très puissante qui, malgré une fusion de la surface, permettra une plus forte déformation. En effet la fusion du matériau et sa recristallisation ne permet pas de voir apparaître des contraintes de tension, ce qui, a priori ne permet pas d'avoir une déformation optimale. Nous avons toutefois simulé des sources virtuelles volumiques qui permettent de chauffer le métal en profondeur et créer un champ de contrainte résiduelles suffisant pour déformer le métal sans dépasser sa température de fusion.

Nous avons finalement simulé un nouveau principe de formage par ligne de chauffe utilisant deux sources de chaleur situées de part et d'autre de la plaque. Des simulations à l'aide d'une source secondaire de type laser ont montré qu'une amélioration de l'efficacité du formage par ligne de chauffe est possible sous certaines conditions. La principale condition est d'avoir une génération de contraintes de tensions à l'endos de la plaque lors du passage de la source primaire, condition qui est facile à obtenir pour de fortes épaisseurs avec des procédés de chauffage courants. Toutefois, cette amélioration reste limitée pour le moment puisque nos simulations n'ont pas permis de dépasser dans les meilleures conditions un gain de 20% avec l'utilisation d'une source secondaire de type laser.

Le travail effectué permet donc de mieux définir les conditions requises pour réaliser le formage par ligne de chauffe de plaque d'acier. Les expérimentations et simulations ont permis de montrer que les sources thermiques surfaciques devraient avoir un diamètre à peu près équivalent à l'épaisseur de la plaque pour obtenir le champ de contraintes résiduelles adéquat. Les sources volumiques sont virtuellement plus efficaces, mais n'ont pas pu être validées expérimentalement. De par sa nature, le procédé de chauffage par induction est le procédé qui permet d'explorer expérimentalement les sources volumiques. Il est nécessaire d'utiliser une source basse fréquence et de grande puissance pour avoir une plus grande pénétration des courants de Foucault dans le matériau en conservant une densité de puissance suffisante. Quant au système à deux sources, il n'a pas pu être non plus validé expérimentalement mais il serait réaliste d'effectuer des essais en combinant un chalumeau ou une source d'induction avec une source laser.

BIBLIOGRAPHIE

- Anderson, Roger J. 1999. « Experiments and simulation of line heating of plates ». S. m. Massachusetts Institute of Technology, 124 leaves p.
- Andrade, Rodrigo V. 2001. « Pipe circularity reformation via line heating ». S. m. Massachusetts Institute of Technology, 120 leaves p. < <http://dspace.mit.edu/handle/1721.1/16795> >.
- Bae, Kang-Yul, Young-Soo Yang, Chung-Min Hyun et Si-Hun Cho. 2008. « Derivation of simplified formulas to predict deformations of plate in steel forming process with induction heating ». *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 48, n° 15, p. 1646-1652.
- Biegeleisen, Louis King. 1986. « Residual stresses and deflections in complex shapes formed by laser bending ». M. s. Massachusetts Institute of Technology, 165 leaves p. < <http://hdl.handle.net/1721.1/15101> >.
- Birnbaum, A. 2009. « Laser induced deformation and microstructural modification ». 3348376. United States -- New York, Columbia University, 197 p. < <http://proquest.umi.com/pqdweb?did=1688675261&Fmt=7&clientId=46962&RQT=309&VName=PQD> >.
- Biswas, Pankaj, N. R. Mandal et O. P. Sha. 2009. « Optimization of strain field distribution for generation of compound curve surfaces using line heating technique ». *Computational Materials Science*, vol. 45, n° 1, p. 167-175.
- Biswas, Pankaj, N. Mandal, O. Sha et M. Mahapatra. 2011. « Thermo-mechanical and experimental analysis of double pass line heating ». *Journal of Marine Science and Application*, vol. 10, n° 2, p. 190-198.
- Boisselier, Didier, et Jean-Francois Chaussier. 1992. *Le soudage laser de faibles et moyennes épaisseurs*. Coll. « Club laser de puissance ». Senlis, France: Centre technique des industries mécaniques.
- Centre technique des industries, mécaniques. 1992. *Mécanosoudage : conception*. Senlis, France: Centre technique des industries mécaniques.
- Dearden G., Edwardson. 2003. « Laser Assisted Forming for Ship Building ».
- Edwardson, S. P., E. Abed, K. Bartkowiak, G. Dearden et K. G. Watkins. 2006. « Geometrical influences on multi-pass laser forming ». *Journal of Physics D-Applied Physics*, vol. 39, n° 2, p. 382-389.

- Edwardson, S. P., J. Griffiths, G. Dearden et K. G. Watkins. 2010a. « Temperature gradient mechanism: Overview of the multiple pass controlling factors ». *Physics Procedia*, vol. 5, Part A, n° 0, p. 53-63.
- Edwardson, S. P., J. Griffiths, K. R. Edwards, G. Dearden et K. G. Watkins. 2010b. « Laser forming: overview of the controlling factors in the temperature gradient mechanism ». *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part C-Journal of Mechanical Engineering Science*, vol. 224, n° C5, p. 1031-1040.
- Edwardson, S.P., K.G. Watkins, G. Dearden et J. Magee. 2001. « 3D laser forming of saddle shapes ». *Proceedings of Laser Assisted Net Shaping*, p. 559–568
- Geiger, M., B. Müller et T. Hennige. 2001. « Laser Forming of Metals ». In *Encyclopedia of Materials: Science and Technology*, sous la dir. de Buschow, K. H. Jürgen, W. Cahn Robert, C. Flemings Merton, Ilschner Bernard, J. Kramer Edward, Mahajan Subhash et Veyssière Patrick. p. 4408-4410. Oxford: Elsevier. < <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/B0080431526007725> >.
- Geiger, M., et F. Vollertsen. 1993. « Mechanisms of laser forming ». *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 42, n° Compendex, p. 301-304.
- Goldak, J. 1984. « A New Finite Element Model for Welding Heat Sources ». *Metallurgical Transaction*.
- Hemmati, S. J., et J. G. Shin. 2007. « Estimation of flame parameters for flame bending process ». *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 47, n° 5, p. 799-804.
- Hong, Shen, et F. Vollertsen. 2009. « Modelling of laser forming - a review ». *Computational Materials Science*, vol. 46, n° Copyright 2010, The Institution of Engineering and Technology, p. 834-40.
- Hsiao, Yung-Chin. 1997. « Finite element analysis of laser forming ». M s. Massachusetts Institute of Technology, 184 leaves p. < <http://hdl.handle.net/1721.1/17440> >.
- Jha, Gopal Chandra, A. K. Nath et S. K. Roy. 2008. « Study of edge effect and multi-curvature in laser bending of AISI 304 stainless steel ». *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 197, n° 1–3, p. 434-438.
- Johnson, Robert Charles. 1984. « Real time sensing and control of out-of-plane distortion due to line heating by laser ». M s. Massachusetts Institute of Technology, 109 leaves p. < <http://hdl.handle.net/1721.1/15363> >.

- Kim, Soo-Young, Byung-Young Moon, Duk-Eun Kim et Sung Chul Shin. 2006. « Automation of hull plates classification in ship design system using neural network method ». *Mechanical Systems and Signal Processing*, vol. 20, n° 2, p. 493-504.
- Li, Weimin, M. Geiger et F. Vollertsen. 1998. « Study on laser bending of metal sheets ». *Chinese Journal of Lasers*, vol. A25, n° Copyright 1999, IEE, p. 859-64.
- Li, Wenchuan. 2000. « Numerical and experimental investigations of laser forming processes ». 9970230. United States -- New York, Columbia University, 146 p. < <http://proquest.umi.com/pqdweb?did=731993711&Fmt=7&clientId=46962&RQT=309&VName=PQD> >.
- Liu, Y-J, P-J Guo, Y-P Deng et Z-S Ji. 2006. « Study of automatic designing of line heating technique parameters ». *Journal of Marine Science and Application*, vol. 5, n° 1, p. 53-61.
- McCarthy, Robert W. . 1985. « Thermomechanical Forming of Steel Plates using Laser Line Heating ». Massachusetts Institute of Technology.
- Na, S., et J. Kim. 2008. « 3D laser forming strategies for sheet metal by geometrical information ». *International Journal of Material Forming*, vol. 1, n° 0, p. 1367-1370.
- Nguyen T-H, Yang Y-S, Bae K-Y. 2009. « The Development of an Artificial Neural Network Model to Predict Heating-Line Positions for Plate Forming in Induction Heating Process ». *Mechanics Based Design of Structures and Machines*.
- Omega.com. « Comparison between time response vs overall outside diameter of bare thermocouple wire ». < <http://www.omega.com/thermocouples.html> >.
- Ryu, Cheolho, et Kyung Su Kim. 2008. « Advanced and automatic determination of initial configuration of curved shell plates for flame bending ». *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 203, n° 1-3, p. 232-240.
- Seong, Woo-Jae, Junsu Ahn, Suck-Ju Na, Myung-Soo Han et Yu-Chul Jeon. 2010. « Geometrical approach for flame forming of single curved ship hull plate ». *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 210, n° 13, p. 1811-1820.
- Shen, Hong, Jun Hu et Zhenqiang Yao. 2010. « Analysis and control of edge effects in laser bending ». *Optics and Lasers in Engineering*, vol. 48, n° 3, p. 305-315.
- Shin, Jong Gye. 1989. « Three-dimensional simulation of thermo elastic plastic plate bending by the line heating method ». Ph D. Massachusetts Institute of Technology, 109 leaves p. < <http://hdl.handle.net/1721.1/14480> >.

- Son K.J, Yun J.O. « Analysis of angular distortion in line-heating ». *International Journal of Mechanical Sciences*.
- Tomita, Y., N. Osawa, K. Hashimoto, N. Shinkai, J. Sawamura et K. Matsuoka. 2001. « - Study on Heat Transfer Between Gas Flame and Plate During Line-Heating Process ». In *Practical Design of Ships and Other Floating Structures*, sous la dir. de You-Sheng, Wu, Cui Wei-Cheng, Wei-Cheng Cui Guo-Jun ZhouA2 - You-Sheng Wu et Zhou Guo-Jun. p. 389-396. Oxford: Elsevier Science Ltd. < <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/B9780080439501500491> >.
- Totten. 2006. *Steel Heat Treatment Handbook Second Edition - 2 Volume Set*.
- Werner Burckhardt, Christian. 2002. « Pipe circularity reformation via line heating ». S M in Naval Architecture and Marine Engineering. Massachusetts Institute of Technology, 107 leaves p.
- Yang L, Wang M, Wang Y, Chen Y. 2009. « Dynamic analysis on laser forming of square metal sheet to spherical dome ». *international journal for advanced manufacturing technology*.
- Yu, G., R. J. Anderson, T. Maekawa et N. M. Patrikalakis. 2001. « Efficient simulation of shell forming by line heating ». *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 43, n° 10, p. 2349-2370.
- Yu, Guoxin. 2000. « Modeling of shell forming by line heating ». Ph D. Massachusetts Institute of Technology, 179 leaves p. < <http://dspace.mit.edu/handle/1721.1/9047> >.
- Zhou, Yijun, Yongkang Zhang, Jianzhong Zhou, Wenming You, Chen Yin et Chengyang Zhang. 2006. « Study on AISI304 sheet metal forming by laser induced thermal stress and its residual stress ». In *Technology and Innovation Conference, 2006. ITIC 2006. International*. p. 1359-1363.



6870 HIGHWAY 42 EAST

Certificate: 622359 1
Customer: 007040 004

Slip To:
VIAIRCO OF CANADA
C/O COLLEX
1450 GRADAM BELLE
BOCKERVILLE, QC J4B6E5

Date: 2/21/2011 Page: 1
Steel: 304/304L
Finish: REAP

Your Order: P200829

NAS Order: 2W 0012553 13

Corrosion: ASTM A262/02aB/180bend-OK

PRODUCT DESCRIPTION:

STAINLESS STEEL COIL, REAP; UNS 30400/30403
EN10028-7 & EN10088-2, 1.4301/1.4307
ASTM A240/10.A480/10.A666/10, ASME SA240/10, SA666/10
EN5511E/5511Z 20RE; MIL-S-5053D AND/1X CHN REAP; MIL-S-4043B
NACE MR0175/01, MR0103/07; Q35766D-A X MAG FERR
MIN. SOLUTION ANNEAL T800 1900F, WATER QUENCHED

REMARKS:

Mat'l is Free of Mercury Contamination. No weld repairs.
EN 10204:2004 3.1; Q35763P Cond A1 RoHS Compliant
Material is Free of Radioactive Contamination
NAS Steel Making Process: EAF, AOD, & Cont. Casting
Product Mfg. by a Quality Mgt. Sys. in Conf. w/ISO 9001
*Welded & Manufactured in the USA; Mat'l is URANS Compliant

Product ID	Coil #	Skid #	Thickness	Width	Weight	Length	Mark	Place	Commodity Code
058V29 C	058V29 C		.2460	48.0000	19,990 COIL	10	1		

CHEMICAL ANALYSIS

CM(Country of Mfg) ES(Spain) US(United States) ZA(South Africa) JP(Japan)

ITEM	CM	C	CR	CU	MO	N	NI	P	S
8V29	US	.0193	18.6780	.4635	1.8725	.4210	.0846	8.0175	.0360 .0010
SI									

MECHANICAL PROPERTIES

Product ID#	Coil #	1 G	UTS	2A YS	1% YS	ELONG	Hard	Tail
058V29 C	058V29 C	C	KSI	KSI	KSI	%-2"	HB	Hard
		P	50.60	48.84	58.44	47.74	86.00	96.00

NAS hereby certifies that the analysis on this certification is correct and the material meets the specifications stated.

QC ENGINEER 2/21/2011
ERIC HESS

ANNEXE I

ANALYSE DE L'ACIER 304L UTILISÉ

P200829,

NORTH AMERICAN STAINLESS
6870 HIGHWAY 42 EAST
GHENT, KY 41045

METALLURGICAL TEST REPORT

02/24/2011 16:15 #318 P.006/007

From:

ANNEXE III

ETUDE PARAMÉTRIQUE DE MCCARTHY (McCarthy, 1985)

-43-

Table 5-1: Process parameters and test results obtained in parametric studies

	THICKNESS (in)	SIZE (in)	POWER ^① (kw)	SPEED (ipm)	HEAT INPUT (kj/in)	$\frac{P}{\sqrt{v}}$	$\frac{P}{t \sqrt{v}}$	θ_f ② (degree)
Original Parametric Study	1/4	5 x 10	8.1	25	19.4	1.80	7.2	1.45
			6.3	20	18.9	1.56	6.24	2.00
			4.5	16	16.9	1.25	5.0	0.84
			2.7	12	13.5	0.86	3.44	0.48
	1/2	12 x 12	11.4	16	42.8	3.17	6.34	1.40
			6.3	12	31.5	2.02	4.04	0.90
			4.5	8	33.8	1.76	3.52	0.70
			2.7	6	27.0	1.22	2.44	0.20
	3/4	12 x 12	10.5	10	63	3.32	4.43	0.82
			11.0	12	55	3.17	4.23	0.75
			9.0	12	45	2.6	3.47	0.60
			5.0	8	37.5	1.76	2.35	0.33
	1	12 x 12	10	9	66	3.33	3.33	0.75
			9	9	60	3.00	3.50	0.64
			7	8	52.5	2.47	2.47	0.33
			5	8	37.5	1.76	1.76	0.12
Additional Parametric Study	1/2	12 x 12	5	12	25	1.44	2.88	0.33
			5	10	30	1.58	3.16	0.55
			5	8	37.5	1.76	3.52	0.92
			5	6	50	2.04	4.08	1.23
			5	5	60	2.24	4.48	1.40

Note: ① Laser power reflects kw input at the plate surface (after the 10% optical loss)

② The amount of final angular distortion after the plate cooled to room temperature

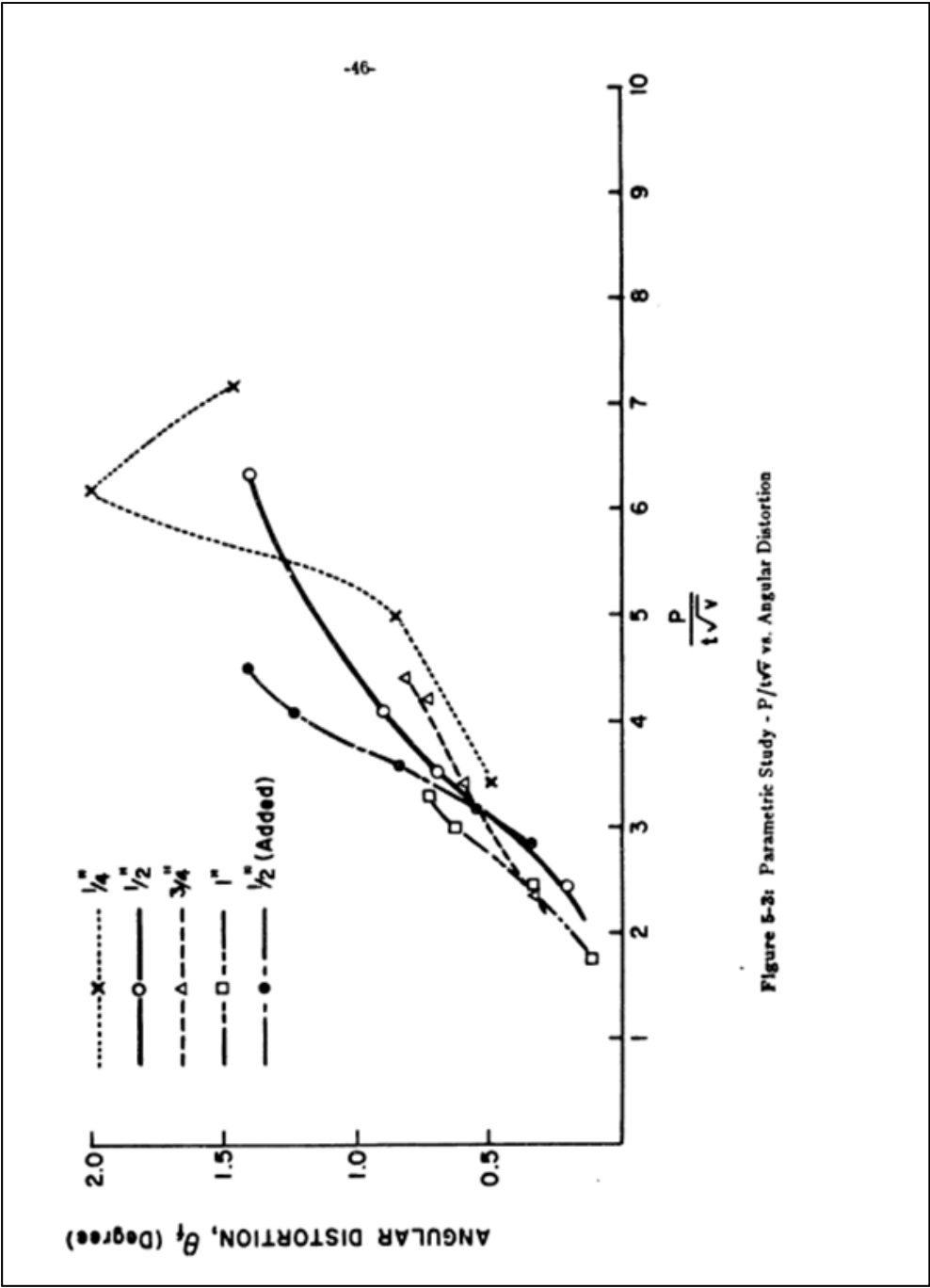


Figure 5-3: Parametric Study - $P/t\sqrt{v}$ vs. Angular Distortion

ANNEXE IV

CARACTÉRISTIQUES DU GL200

Item	Description																											
Number of input channels (channels)	10 channels																											
Input method	Photo MOS relay scanning system; all channels isolated																											
Scan speed	0.1s/10 ch maximum																											
Measurement ranges	Voltage: 20, 50, 100, 500 mV; 1, 2, 5, 10, 20, 50 V; 1-5 V F.S. Temperature • Thermocouples: K, J, E, T, R, S, B, N, W (WRe5-26) Humidity: 0 to 100% (Voltage 0V to 1V scaling conversion) <i>*Accuracy (see B-5.30 in the Options section)</i>																											
Measurement accuracy (23°C ±3°C) when 30 minutes have elapsed after the power was switched on (filter On (10), 1 s sampling)	Voltage: 0.1% of F.S. <table><thead><tr><th>Thermo couple</th><th>Measurement Temperature Range (°C)</th><th>Measurement Accuracy</th></tr></thead><tbody><tr><td>R/S</td><td>0 ≤ Ts ≤ 100 100 < Ts ≤ 300 R: 300 < Ts ≤ 1600°C S: 300 < Ts ≤ 1760°C Reference contact compensation accuracy</td><td>±5.2°C ±3.0°C ±(0.05% of rdg +2.0°C) ±(0.05% of rdg +2.0°C) ±0.5°C</td></tr><tr><td>B</td><td>400 ≤ Ts ≤ 600 600 < Ts ≤ 1820°C Reference contact compensation accuracy</td><td>±3.5°C ±(0.05% of rdg +2.0°C) ±0.5°C</td></tr><tr><td>K</td><td>-200 ≤ Ts ≤ -100 -100 < Ts ≤ 1370°C Reference contact compensation accuracy</td><td>±(0.05% of rdg +2.0°C) ±(0.05% of rdg +1.0°C) ±0.5°C</td></tr><tr><td>E</td><td>-200 ≤ Ts ≤ -100 -100 < Ts ≤ 800°C Reference contact compensation accuracy</td><td>±(0.05% of rdg +2.0°C) ±(0.05% of rdg +1.0°C) ±0.5°C</td></tr><tr><td>T</td><td>-200 ≤ Ts ≤ -100 -100 < Ts ≤ 400°C Reference contact compensation accuracy</td><td>±(0.1% of rdg +1.5°C) ±(0.1% of rdg +0.5°C) ±0.5°C</td></tr><tr><td>J</td><td>-200 ≤ Ts ≤ -100 -100 < Ts ≤ 100 100 < Ts ≤ 1100°C Reference contact compensation accuracy</td><td>±2.7°C ±1.7°C ±(0.05% of rdg +1.0°C) ±0.5°C</td></tr><tr><td>N</td><td>0 ≤ Ts ≤ 1300°C Reference contact compensation accuracy</td><td>±(0.1% of rdg +1.0°C) ±0.5°C</td></tr><tr><td>W</td><td>0 ≤ Ts ≤ 2315°C Reference contact compensation accuracy</td><td>±(0.1% of rdg +1.5°C) ±0.5°C</td></tr></tbody></table>	Thermo couple	Measurement Temperature Range (°C)	Measurement Accuracy	R/S	0 ≤ Ts ≤ 100 100 < Ts ≤ 300 R: 300 < Ts ≤ 1600°C S: 300 < Ts ≤ 1760°C Reference contact compensation accuracy	±5.2°C ±3.0°C ±(0.05% of rdg +2.0°C) ±(0.05% of rdg +2.0°C) ±0.5°C	B	400 ≤ Ts ≤ 600 600 < Ts ≤ 1820°C Reference contact compensation accuracy	±3.5°C ±(0.05% of rdg +2.0°C) ±0.5°C	K	-200 ≤ Ts ≤ -100 -100 < Ts ≤ 1370°C Reference contact compensation accuracy	±(0.05% of rdg +2.0°C) ±(0.05% of rdg +1.0°C) ±0.5°C	E	-200 ≤ Ts ≤ -100 -100 < Ts ≤ 800°C Reference contact compensation accuracy	±(0.05% of rdg +2.0°C) ±(0.05% of rdg +1.0°C) ±0.5°C	T	-200 ≤ Ts ≤ -100 -100 < Ts ≤ 400°C Reference contact compensation accuracy	±(0.1% of rdg +1.5°C) ±(0.1% of rdg +0.5°C) ±0.5°C	J	-200 ≤ Ts ≤ -100 -100 < Ts ≤ 100 100 < Ts ≤ 1100°C Reference contact compensation accuracy	±2.7°C ±1.7°C ±(0.05% of rdg +1.0°C) ±0.5°C	N	0 ≤ Ts ≤ 1300°C Reference contact compensation accuracy	±(0.1% of rdg +1.0°C) ±0.5°C	W	0 ≤ Ts ≤ 2315°C Reference contact compensation accuracy	±(0.1% of rdg +1.5°C) ±0.5°C
Thermo couple	Measurement Temperature Range (°C)	Measurement Accuracy																										
R/S	0 ≤ Ts ≤ 100 100 < Ts ≤ 300 R: 300 < Ts ≤ 1600°C S: 300 < Ts ≤ 1760°C Reference contact compensation accuracy	±5.2°C ±3.0°C ±(0.05% of rdg +2.0°C) ±(0.05% of rdg +2.0°C) ±0.5°C																										
B	400 ≤ Ts ≤ 600 600 < Ts ≤ 1820°C Reference contact compensation accuracy	±3.5°C ±(0.05% of rdg +2.0°C) ±0.5°C																										
K	-200 ≤ Ts ≤ -100 -100 < Ts ≤ 1370°C Reference contact compensation accuracy	±(0.05% of rdg +2.0°C) ±(0.05% of rdg +1.0°C) ±0.5°C																										
E	-200 ≤ Ts ≤ -100 -100 < Ts ≤ 800°C Reference contact compensation accuracy	±(0.05% of rdg +2.0°C) ±(0.05% of rdg +1.0°C) ±0.5°C																										
T	-200 ≤ Ts ≤ -100 -100 < Ts ≤ 400°C Reference contact compensation accuracy	±(0.1% of rdg +1.5°C) ±(0.1% of rdg +0.5°C) ±0.5°C																										
J	-200 ≤ Ts ≤ -100 -100 < Ts ≤ 100 100 < Ts ≤ 1100°C Reference contact compensation accuracy	±2.7°C ±1.7°C ±(0.05% of rdg +1.0°C) ±0.5°C																										
N	0 ≤ Ts ≤ 1300°C Reference contact compensation accuracy	±(0.1% of rdg +1.0°C) ±0.5°C																										
W	0 ≤ Ts ≤ 2315°C Reference contact compensation accuracy	±(0.1% of rdg +1.5°C) ±0.5°C																										
Reference contact compensation accuracy	Internal/External switching																											
A/D converter	16 bits (out of which 14 are internally acknowledged)																											
Temperature coefficient	Gain: 0.01% of F.S./ °C																											
Input resistance	1 MΩ ±5%																											
Allowable signal source resistance	Within 300 Ω																											
Maximum permissible input voltage	Between +/- terminals: 60 Vp-p Between input terminals and casing: 60 Vp-p																											
Withstand voltage	Between each input channel and main unit chassis, and also between each CHs: 1 minute at 350 Vp-p																											
Insulation resistance	At least 50 MΩ (at 500 VDC)																											
Common mode rejection ratio	At least 90 dB (50/60 Hz; signal source 300 Ω or less)																											
Noise	At least 48 dB (with +/- terminals shorted)																											
Filter	Off, 2, 5, 10, 20, 40 Filter operation is on a moving average basis. The average value of the set sampling count is used.																											

ANNEXE V

CARACTÉRISTIQUES DE LA MACHINE D'INDUCTION AMBRELL EASYHEAT 8310

SPECIFICATIONS					
SPECIFICATION	3542	5060	7590	8310	UNITS
Puissance du terminal RF	4.2	6	9	10	kW
Puissance de ligne courant alternatif	5.2	7.4	11.2	12.4	kVA
Protection de ligne courant alternatif	[25] 15	[30] 15	[35] 25	[35] 25	A
Fréquence	150 - 400				kHz
Courant de bobine RF	300 - 750				A max
Tension de ligne courant alternatif	[187-230 or 230-264] 370 – 440 or 440 –520				Vac ± 10%, 3Ø
Affichage de face avant	LCD 2 lignes x 16 caractères ; affiche fréquence, puissance, point de réglage, temporisateur et descriptions de défauts				
Suite de langues d'affichage ¹	EN, IT, ES (default) or EN, DE, FR				
Communications série	via RS485 terminal mode				En option
Temporisateur	Incorporé ; 10 ms à 10 000 s				
Contrôleur de chauffage	4 profils programmables, 5 échelons par profil				
Temps de montée RF	<5				mS
Temps d'accord	<5				mS
Conformité	marquage CE, modèles 440 uniquement				
Max Ambient Temp	45 (115)				° C (° F)
Poids à l'expédition (Sys)	16.3 (36)				kg (lb)
Poids de l'appareil	12.7 (28)				
Dimensions	Rack 483 x 400 x 133 (19 x 15.7 x 5.3)				WxDxH mm (in)
	Bench 432 x 610 x 178 (17 x 25 x 7)				
WATER COOLING (Sys ³)	4.2 kW	6 kW	9 kW	10 kW	units
Débit	3.8 (1.0)	5.7 (1.5)			l/m (g/m)
Pression d'entrée maximum	6.2 (90)				Bar (lb/in ²)
Différentiel de pression	2.8 - 5.5 (40-80)				Bar (lb/in ²)
Max Water Temp	35 (95)				° C (° F)

1) Réglé en usine 2) Le système inclut le poste de chauffage

ANNEXE VI

RÉSULTATS DES EXPÉRIMENTATIONS A L'AIDE DU LASER

diamètre faisceau	puissance nominale	vitesse	densité de puissance	énergie linéaire	Fluence	largeur	pénétration	facteur de forme	surface	hauteur de couronne
μm	W	m/min	kW/m ²	J/m	kJ/m ²	μm	μm		μm	μm
1000	500	0.5	500.0	60000	1000.0	1027.5	656.8	0.639	446992.5	38.0
1000	500	1	500.0	30000	500.0	945.2	519.5	0.550	267908.5	27.8
1000	500	1.5	500.0	20000	333.3	899.6	360.8	0.401	193571.5	16.3
1000	500	2	500.0	15000	250.0	853.3	289.4	0.339	150785.8	19.7
1000	500	2.5	500.0	12000	200.0	807.6	226.9	0.281	112421	17.0
1000	500	3	500.0	10000	166.7	800.7	182.1	0.227	93892.85	16.3
1000	1000	0.5	1000.0	120000	2000.0	1351.4	1080.5	0.800	1178335.35	58.2
1000	1000	1	1000.0	60000	1000.0	1147.0	788.3	0.687	676023	30.6
1000	1000	2	1000.0	30000	500.0	1034.0	512.5	0.496	387303	28.5
1000	1000	3	1000.0	20000	333.3	997.5	400.5	0.402	283076.5	24.5
1000	1500	0.5	1500.0	180000	3000.0	1851.0	1983.5	1.072	3252607.5	58.4
1000	1500	1	1500.0	90000	1500.0	1334.3	845.5	0.634	915264	0.0
1000	1500	2	1500.0	45000	750.0	1262.7	572.5	0.453	547236.5	0.0
1000	1500	2	1500.0	45000	750.0	1260.0	583.5	0.463	556505	0.0
1000	1500	3	1500.0	30000	500.0	1209.4	441.0	0.365	411305	23.1
1000	1500	0.75	1500.0	120000	2000.0	1848.6	1555.5	0.841	2381329.5	55.7
1000	2000	4	2000.0	30000	500.0	1216.7	430.6	0.354	441936	0.0
1000	2000	2.66	2000.0	45112.78195	751.9	1625.4	910.7	0.560	1111698.5	0.0
1000	2000	1.33	2000.0	90225.56391	1503.8	1941.0	2120.5	1.092	3044750.5	130.4
1000	2000	1	2000.0	120000	2000.0	1958.5	2466.0	1.259	3594680.5	176.4
1000	3000	6	3000.0	30000	500.0	1279.0	641.8	0.502	612560	24.0
1000	3000	5	3000.0	36000	600.0	1396.5	782.5	0.560	830900	42.5
1000	3000	4	3000.0	45000	750.0	1677.5	984.7	0.587	1189556	45.7
1000	3000	2	3000.0	90000	1500.0	2566.8	2612.5	1.018	3973692	154.6
1000	3000	1.5	3000.0	120000	2000.0	2433.7	3580.5	1.471	5358362.5	323.0